



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

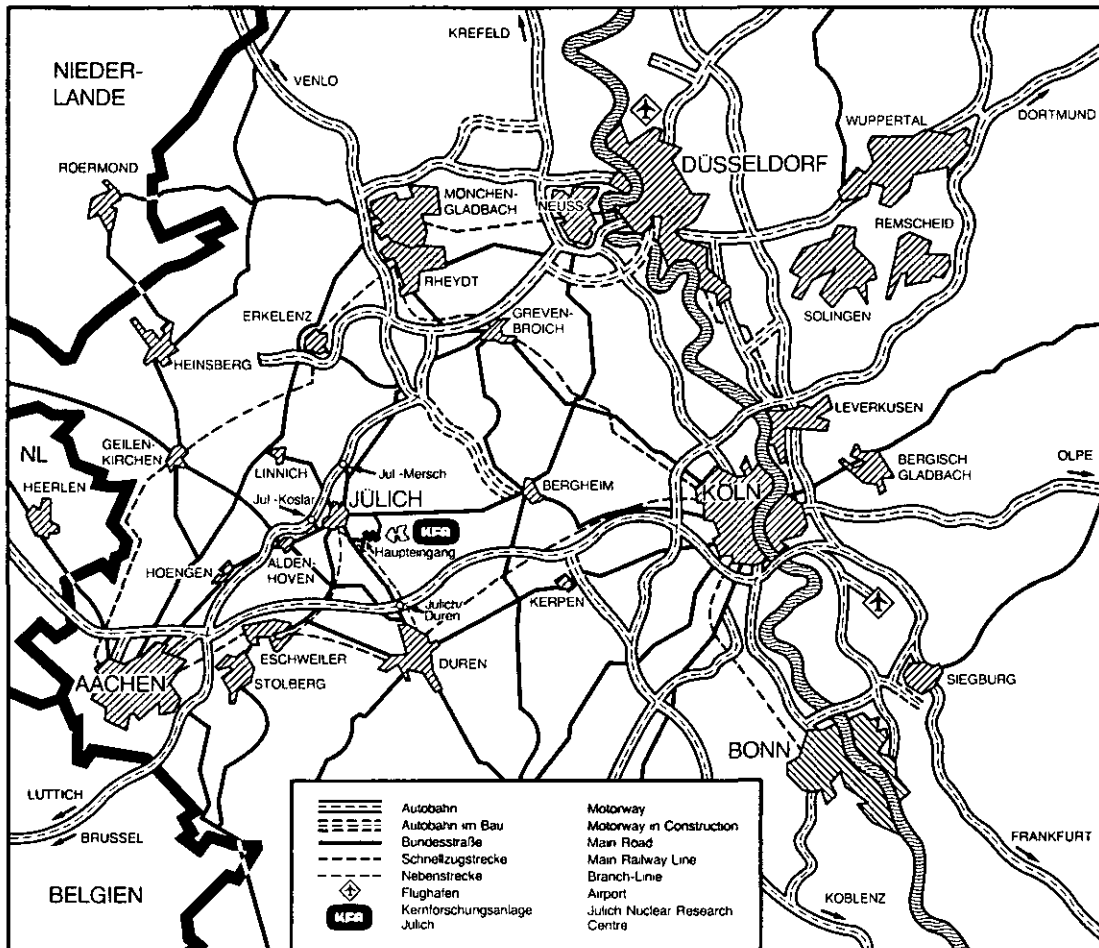
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung

**Spezielle Analysen zum Temperatur-
und Spaltproduktverhalten von
HTR-MODUL-Anlagen**

von

W. Jahn, W. Rehm, K. Verfondern

Jül - Spez - 235
Dezember 1983
ISSN 0343-7639



Als Manuskript gedruckt

Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 235

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung Jül – Spez – 235

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH

Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)

Telefon: 024 61/610 · Telex: 833 556-0 kf d

Spezielle Analysen zum Temperatur- und Spaltproduktverhalten von HTR-MODUL-Anlagen

von

W. Jahn, W. Rehm, K. Verfondern

SPEZIELLE ANALYSEN ZUM TEMPERATUR- UND SPALTPRODUKT- VERHALTEN VON HTR-MODUL-ANLAGEN

W. Jahn, W. Rehm, K. Verfondérn

KURZFASSUNG

Der Bericht behandelt zwei spezielle Fragenkomplexe für den gasgekühlten Hochtemperaturreaktor mit modularer Bauweise (HTR-MODUL).

Untersucht wird der Einfluß der Anlagenleistung eines MODULs bei einer Kernaufheizung in bezug auf die inhärente Begrenzung der maximalen Coretemperatur unterhalb 1600°C. Der Einfluß wichtiger Sicherheitszuschläge wird aufgezeigt. Die dabei zu erwartende Spaltproduktfreisetzung aus einer Brennelementkugel wird anhand einer Parameterstudie mit konservativen Annahmen abgeschätzt. Die Rechnungen zur Spaltprodukt-Freisetzung aus der Kugelschüttung bei einer Kernaufheizung zeigen, daß der Cäsium-Austrag aus den Brennstoffpartikeln niedrig bleibt und durch realistischere Annahmen noch verringert werden kann.

Im Zusammenhang mit einer gestörten Wärmeabfuhr im Primärkreis wird das Verhalten des Dampferzeugers für ATWS-Störfälle analysiert, wenn bei einem Ausfall der Bespeisung noch eine weitere Beheizung erfolgt. Für drei charakteristische Gebläseauslaufkurven wird der Abschaltzeitpunkt des Gebläses so bestimmt, daß die Temperaturgrenzwerte der Kaltgasseite eingehalten werden.

SPECIAL ANALYSES OF THE TEMPERATURE- AND FISSION PRODUCT BEHAVIOUR OF HTR-MODUL PLANTS

W. Jahn, W. Rehm, K. Verfonderen

SUMMARY

The report deals with two special questions for gas-cooled high-temperature reactors of modular design (HTGR-MODUL).

The influence of the power of a modular plant during a core heat-up is examined with respect to the inherent limitation of the maximum core temperature below 1600°C. The influence of important safety margins is shown. The expected release of fission products from a fuel sphere is estimated by a parameter study with conservative assumptions. The calculations of fission product release from a core heat-up demonstrate that the cesium release from the coated particles remains low and can even be reduced by more realistic assumptions.

In connection with a disturbed heat removal in the primary circuit, the behaviour of the steam generator is analyzed for ATWS-accidents when heating continues in spite of a loss of the water supply. For three characteristic charts of blower run-outs the moment of shut down of the blower is determined in such a way that the temperature limits of the cold gas side are not exceeded.

KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung

SPEZIELLE ANALYSEN ZUM TEMPERATUR- UND SPALTPRODUKT-
VERHALTEN VON HTR-MODUL-ANLAGEN

W. Jahn, W. Rehm, K. Verföndern

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. Problemstellung	2
2. NWA-Transienten mit und ohne Flächenkühler	2
3. Einfluß der Leistungsgröße	5
4. Einfluß von Sicherheitszuschlägen	6
5. Spaltproduktfreisetzung	10
6. Dampferzeuger- und Gebläseverhalten bei ATWS-Störfällen	18
7. Zusammenfassung	24
8. Literatur	25

1. Problemstellung

Das Institut für Nukleare Sicherheitsforschung war von der Firma Interatom, Bensberg, gebeten worden, für den gasgekühlten Hochtemperaturreaktor mit modularer Bauweise (HTR-MODUL) spezielle Sicherheitsanalysen durchzuführen. Beim HTR-MODUL ergeben sich spezielle Sicherheitsfragen zum 1600 Grad-Konzept des Reaktorkerns und zur Wärmeabfuhr im Primärkreis bei Transienten ohne Reaktorschnellabschaltung (ATWS). Zur Beantwortung der beiden Fragenkomplexe wird mit den folgenden Störfallanalysen ein Beitrag geliefert, deren Ziel es ist:

- Zum einen für die bei einer Coreaufheizung als maximal vorgegebene Kerntemperatur von 1600°C die zu erwartende Spaltproduktfreisetzung mit konservativen Annahmen abzuschätzen sowie den Einfluß der Leistungsgröße und der Sicherheitszuschläge auf die maximale Coretemperatur zu ermitteln.
- Zum andern bei den ATWS-Störfällen zu klären, wie sich der Dampferzeuger bei einem Ausfall der Speisewasserseite verhält und nach welcher Zeit eine Abschaltung des Heliumgebläses spätestens notwendig ist, um kritische Kaltgastemperaturen zu vermeiden. Dabei ist auch die Abhängigkeit von typischen Gebläseauslaufkurven aufzuzeigen.

2. NWA-Transienten mit und ohne Flächenkühler

Zur Nutzung des Hochtemperaturreaktors als nukleare Prozeßwärmequelle hat die KWU-Gruppe das Konzept eines Kugelhaufenreaktors kleiner Leistung entwickelt, den HTR-MODUL. Die MODUL-Anlage zur Erzeugung von Prozeßwärme hat eine thermische Leistung von 170 MW (Abb. 1a). Bei der Strom- und Prozeßdampferzeugung beträgt die Anlagenleistung 200 MW (Abb. 1b). Größere Kernkraftwerksleistungen werden durch Zusammenschaltung einer geeigneten Anzahl von MODULn erreicht. Eine ausführliche Beschreibung der MODUL-Anlagen und deren Sicherheitskonzeption ist in /1/ dokumentiert.

Besondere Sicherheitsmerkmale des HTR-MODULs sind z.B. die Sicherheitseinrichtungen zur Abschaltung des Reaktors und zur Nachwärmabfuhr (NWA).

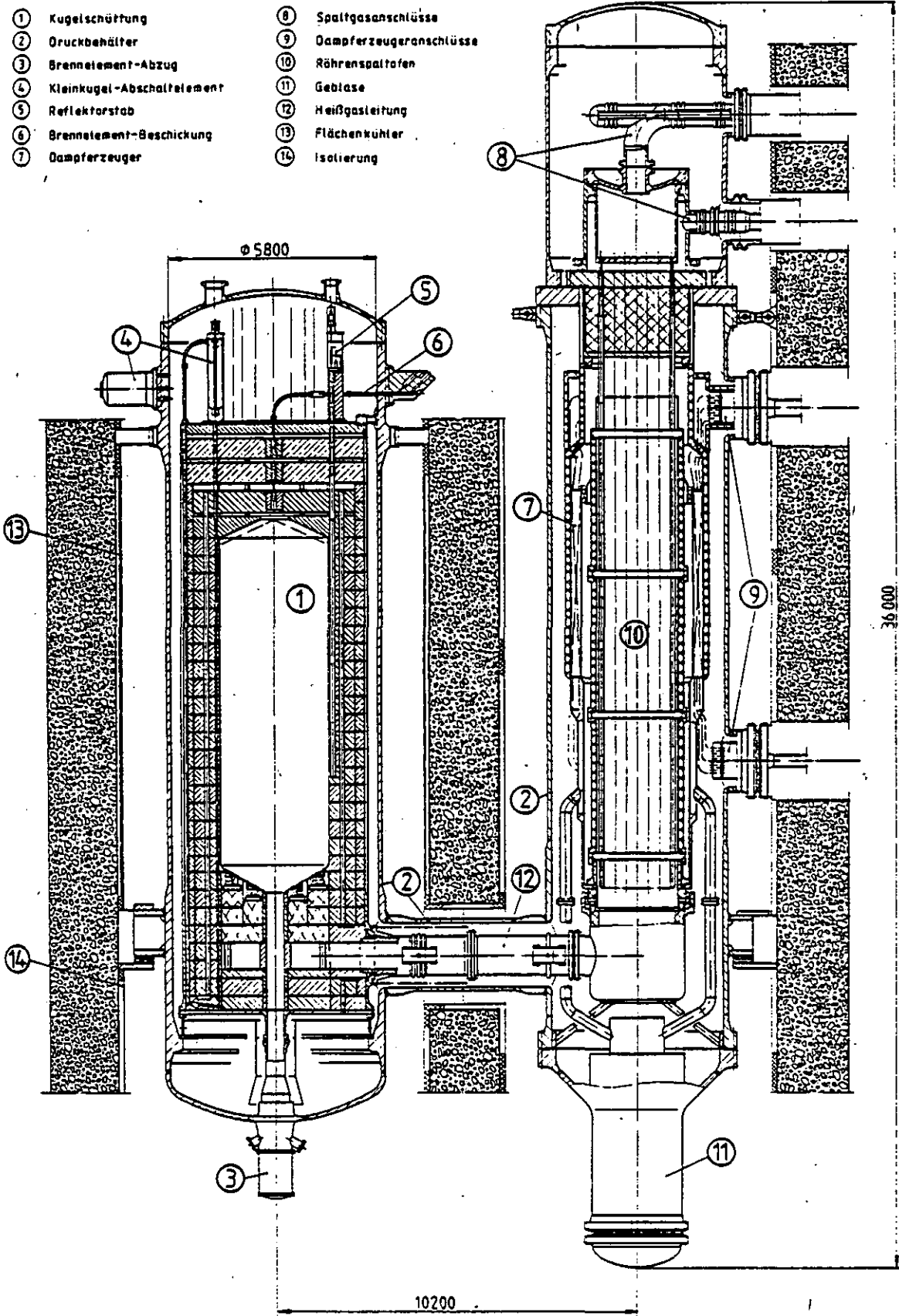


Abb. 1a: Konstruktiver Aufbau der MODUL-Anlage mit Röhrenspaltöfen und integriertem Dampferzeuger /1/

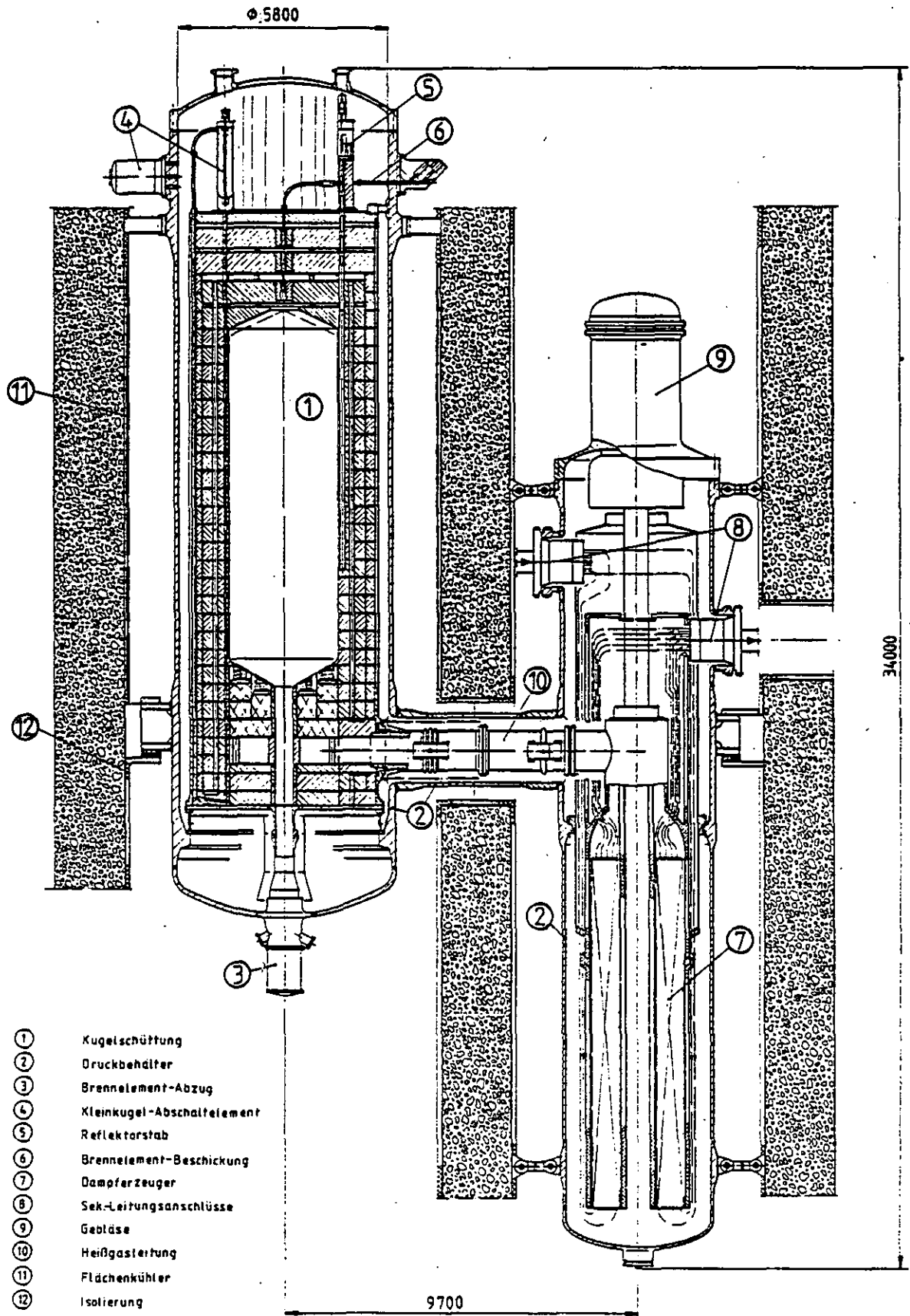


Abb. 1b: Konstruktiver Aufbau der MODUL-Anlage mit Dampferzeuger /2/

Bei einem Ausfall des aktiven NWA-Systems wird die in den Brennelementen erzeugte Nachwärme durch passive Wärmetransportmechanismen wie Naturkonvektion, Wärmeleitung und Wärmestrahlung aus dem Reaktorkern transportiert und über die Flächenkühler der Reaktorzelle abgeführt.

Die Analysen zur Wirksamkeit der passiven Nachwärmeabfuhr aus dem Reaktorkern wurden für den Reaktor unter Druck mit 50 bar und nach Druckentlastung auf 1 bar durchgeführt. Im letzten Fall wurde auch der Ausfall der Flächenkühler unterstellt. Den Temperatur- und Strömungsrechnungen des Programms THERMIX liegen die Konzeptdaten der MODUL-Anlage mit 200 MW_{th} zugrunde /2/.

Bei Reaktor unter Druck (RuD) ergibt sich infolge der coreinternen Naturkonvektion eine maximale Coretemperatur von 1120°C (Abb. 2a). Die Temperaturen im Deckenreflektor bleiben unter 1000°C. Die Temperaturverteilung im den übrigen Reaktorstrukturen ist in Abb. 2b dargestellt.

Bei druckentlastetem Primärkreis (DES) werden nach 40 Stunden in einigen Brennelementen 1500°C erreicht (Abb. 3a). Die Nachwärme wird hier überwiegend durch Wärmestrahlung übertragen. Wegen des geringeren axialen Wärmetransports wird der Deckenreflektor auf nur 400°C aufgeheizt. Die Abb. 3b bis 3e zeigen typische Temperatur- und Strömungsverteilungen, die sich in den Reaktorstrukturen bei intakten Flächenkühlern einstellen. Die Temperaturen im Reaktor-Druckbehälter stabilisieren sich bei 350°C (Abb. 3b). Der Einfluß der Flächenkühler auf die Kern- und Druckbehältertemperaturen ist aus Abb. 3f ersichtlich. Temperaturverläufe in den Reaktorkomponenten bei ausgefallenen Flächenkühler sind in den Abb. 4a und 4b dargestellt. In diesem Fall werden nach 4 Tagen im Druckbehälter Temperaturen um 500°C und im Beton der Reaktorzelle von 400°C erreicht.

3. Einfluß der Leistungsgröße

Die Variation der thermischen Anlagenleistung von 200 MW bis 250 MW ergab, daß bei druckentlastetem Primärkreis und passiver NWA über die Flächenkühler bei einer Coreleistung bis zu 225 MW_{th} die maximale Brennelementtemperatur die vorgegebene 1600°C-Grenze nicht überschreitet. (Abb. 5).

Eine Optimierung der neutronenphysikalischen Coreauslegung, wie z.B. des Leistungsdichteverlaufes und der Kugeldurchlaufzeit, blieb dabei unberücksichtigt. Die Rechnungen wurden mit dem für derartige Analysen üblichen und verifizierten Standarddatensatz durchgeführt /3/.

4. Einfluß von Sicherheitszuschlägen

Um die Belastbarkeit der Temperaturrechnungen hinsichtlich der Einhaltung der 1600°C-Grenze bei der passiven Nachwärmeabfuhr mit dem Flächenkühler genauer beurteilen zu können, wurde der Einfluß von Sicherheitszuschlägen bei der Nachwärmeleistung, der effektiven Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität für den Standarddatensatz des 225 MW-MODUL-Cores analysiert.

Aufgrund neuerer Arbeiten wurde die Unsicherheits-Bandbreite der Eingangsdaten auf $\pm 5\%$ festgelegt /4/. Die verwendeten Korrelationen sind in den Abb. 6 bis 8 dargestellt.

Die Ergebnisse der einzelnen Parametervariationen sind aus Tabelle 1 ersichtlich. Den größten Einfluß hat die Nachwärmeleistung. Die Bandbreiten der max. Coretemperatur bleiben innerhalb von $\pm 2,5\%$ (Tabelle 2). Ferner ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen den KFA- und IA/GHT-Standardrechnungen. Die Abweichungen der maximalen Coretemperatur beträgt ca. 1,5 bzw. 0,5 % je nach Vergleichsdatensatz.

Insgesamt kann festgestellt werden, daß zumindest bis zu einer Coreleistung von 225 MW_{th} auch bei Berücksichtigung von Unsicherheiten der Eingangsdaten bei Coreaufheißfällen die maximale Brennstofftemperatur von 1600°C eingehalten werden kann.

Tab. 1: Einfluß von Bandbreiten auf die max. Coretemperatur bei NWA mit Flächenkühler und 1 bar Druck
für den MODUL mit 225 MW(th)

	NWA		L _{eff}		C		max. Coretemp. (°C nach h)	Abweichung (°C)	Abweichung (%)
	Nr.	%	Nr.	%	Nr.	%			
Standarddaten (KFA - ISF)	N1	-	L1	-	C1	-	1578/41	0	0
Einfluß NWA (KFA - ISF)	N1	+5	L1	0	C1	0	1615/40 ^(x)	+ 37	+ 2,34
	N1	-5	L1	0	C1	0	1542/41	- 36	- 2,28
Einfluß L _{eff} (KFA - ISF)	N1	0	L1	-5	C1	0	1601/42	+ 23	+ 1,46
	N1	0	L1	+5	C1	0	1557/40	- 21	- 1,33
Einfluß C (KFA - ISF)	N1	0	L1	0	C1	-5	1589/39	+ 11	+ 0,7
	N1	0	L1	0	C1	+5	1568/42	- 10	- 0,63

(x) ohne Variation der Leistungsdichteverteilung und Kugeldurchlaufzeit.

Nr. Verwendete Korrelationen für die Nachwärmeleistung (NWA), eff. Wärmeleitfähigkeit (L_{eff}) und spez. Wärme C nach Tabelle 1a.

Tab. 1a: Korrelationen

1. Nachwärmeleistung (NWA) $N/N_0 = f(t, t_0)$

Nr. N1 Tabellen-Berechnung nach KFA-IRE

Nr. N2 Tabellen-Berechnung nach IA-GHT

Bandbreiten $\pm 5\%$ entsprechend neuen ANS-Werten

2. Eff. Wärmeleitfähigkeit der Schüttung (L_{eff}) $L_{eff} = f(T)$

Nr. L1 Robold-Barthels (TH5)

Nr. L2 Robold-Barthels ($L_K = 15$)

Nr. L3 Robold-Barthels ($L_K = 20$, TH24)

Nr. L4 Robold-Barthels ($L_K = 30$)

Nr. L5 Breitbach-Barthels (TH12)

Nr. L6 GHT-Funktion (TH23)

Nr. L7 Zehner-Schlünder ($L_K = 15$)

Nr. L8 Leyers ($L_K = 15$)

Bandbreiten $\pm 5\%$ nach neuen Arbeiten (L1, L2, L3)

3. Wärmekapazität der Schüttung (C) $W = Ro(1-EPS) \cdot C(T) \cdot V_C$

Nr. C1 KFA-HRB(THTR)-Matrixgraphit

Nr. C2 IA-GHT-Matrixgraphit

Bandbreiten der Funktionen innerhalb $\pm 5\%$

Tab. 2: Einfluß der Standarddatensätze auf die max. Coretemperatur bei NWA mit Flächenkühler und 1 bar Druck für den MODUL mit 225 MW(th)

	NWA		L _{eff}		C		max. Coretemp. (°C nach h)	Abweichung (°C)	Abweichung (%)
	Nr.	%	Nr.	%	Nr.	%			
Standarddaten (KFA - ISF)	N1	-	L1	-	C1	-	1578/41	0	0
Einfluß	N2	-	L1	-	C1	-	1606/36	+ 28	+ 1,77
	N1	-	L6	-	C1	-	1570/42	- 8	- 0,51
	N1	-	L1	-	C2	-	1583/40	+ 5	+ 0,32
Standarddaten (GHT)	N2	-	L6	-	C2	-	1603/37	+ 25	+ 1,58
Datensatz mit Zuschlägen (KFA - ISF)	N1	+5	L3	0	C1	-5	1585/37	+ 7	+ 0,44

5. Spaltproduktfreisetzung

Für die HTR-Modulanlage (200 MW_{th}) wurde die Spaltproduktfreisetzung aus den Brennelementen bei einer unterstellten Coreaufheizung im Druckentlastungsstörfall berechnet. Um eine konservative Abschätzung zu erhalten, wurde in den ersten Rechnungen zunächst die Freisetzung aus einem Brennelement ermittelt, wobei keine Adsorption am Graphit berücksichtigt wurde. Diese Rechnungen wurden mit dem Rechenprogramm FRESCO-II /5/ für die wichtigsten Spaltproduktelemente Cäsium, Strontium, Silber und Jod durchgeführt. Die absolute Freisetzung der einzelnen Isotope eines Elements unterscheidet sich nur noch aufgrund ihrer unterschiedlichen Halbwertzeiten und kann leicht durch Multiplikation der relativen Freisetzung (Fractional-Release) mit der insgesamt vorhandenen Aktivität des betreffenden Isotopes berechnet werden. Die relative Freisetzung gibt das zu einem bestimmten Zeitpunkt vorliegende Verhältnis der Anzahl der freigesetzten Atome zur Gesamtzahl der Atome an.

5.1. Randbedingungen und Annahmen

Die wesentlichen Parameter hinsichtlich der Spaltproduktfreisetzung sind neben den Brennelementtemperaturen die Diffusionskoeffizienten, die Partikelschadensfunktion und die Adsorptionsisothermen.

Hinsichtlich der Brennelementtemperatur während der Aufheizung wurden hier drei Fälle untersucht, wie sie in Abb. 9 dargestellt sind:

- a) Temperatursprung auf konstant 1600°C (Untersuchungszeitraum 200 h)
- b) vorgegebener Temperaturverlauf mit max. 1600°C (Untersuchungszeitraum 200 h)
- c) Temperatursprung auf konstant 1350°C (Untersuchungszeitraum 300 h)

Für die Diffusionskoeffizienten wurde eine Arrheniusbeziehung eingesetzt, wobei der Frequenzfaktor D_0 und die Aktivierungsenergie A_k entsprechend dem HBK-Standarddatensatz /6/ angesetzt wurden:

$$D = D_0 \exp (- A_k / RT)$$

$$\text{mit } R = 8.3143 \text{ J/(mol K) und } T \text{ in K}$$

In Abweichung von den Standarddaten wurde für Strontium im UO₂-Kern ein etwa um den Faktor 100 erhöhter (nach /13/) und im A3- Matrixgraphit ein um den Faktor 10 erhöhter Frequenzfaktor (nach /5/) angenommen.

Tab. 3: Diffusionskoeffizienten für Cs, Sr und Ag gemäß HBK-Standarddatensatz /6/ (Ausnahmen: Sr im Kern und im Graphit), errechnet aus der Arrheniusbeziehung $D = D_0 \exp(-A_k/RT)$

	Cäsium		Strontium		Silber	
	D_0 [cm ² /s]	A_k [kJ/mol]	D_0 [cm ² /s]	A_k [kJ/mol]	D_0 [cm ² /s]	A_k [kJ/mol]
UO ₂ -Kern	5.2	362.	9.9 E+2	488.	6.7 E-6	165.
LTl	6.3 E-4	222.	2.3 E-2	197.	5.3 E-5	154.
SiC	1.8 E-7	176.	1. E-11	43.	3.9 E-5	216.
A3-Graphit	2.	181.	9.1 E+1	301.	1.6 E+4	258.

Die verwendeten Zahlenwerte sind in der Tabelle 3 für die Elemente Cäsium, Strontium und Silber aufgelistet.

Hinsichtlich der Jod-Freisetzung ist nur die Diffusion aus den Kernen defekter Partikel von Bedeutung, da Jod nicht durch intakte Beschichtungen diffundiert und im Graphit nur geringfügig zurückgehalten wird.

Da bei Jod ein ähnliches Freisetzungsverhalten aus den Partikeln wie bei den Edelgasen zu erwarten ist, wurde für den Jod-Diffusionskoeffizienten im Kern die von Thiel in einer neueren Arbeit /7/ angegebene Arrheniusbeziehung eingesetzt. Für den Frequenzfaktor D_0 und die Aktivierungsenergie A_k gelten dabei folgende Werte:

$$D_0 = 3.94 \text{ E-2 cm}^2/\text{s}$$

$$A_k = 314 \text{ kJ/mol}$$

Die verwendete Partikelschadensfunktion stammt von Goodin /8/, der den Anteil defekter TRISO-Partikel nach Ausheizexperimenten bis 2700°C durch eine allein von der Temperatur abhängige Exponentialfunktion angepaßt hat. Sie ist in der Abb. 10 zusammen mit der im Rechenprogramm benutzten, durch einen Treppenzug angenäherten Funktion dargestellt. Dieser Verlauf ist in dem hier betrachteten Temperaturbereich der Brennelemente bis 1600°C als äußerst konservativ anzusehen /9/.

Die Adsorptionsisothermen sind in den Rechnungen zur Spaltproduktfreisetzung aus einem einzigen Brennelement unberücksichtigt geblieben; es wurde hier unterstellt, daß die Spaltprodukte ungehindert von der Oberfläche des Brennelements in das Kühlgas freigesetzt und abtransportiert werden.

Die Freisetzungsrechnungen wurden für jeweils eine Kugel durchgeführt. Dabei handelt es sich in konservativer Näherung um eine Kugel mit maximalem Abbrand, d.h. mit der längsten Bestrahlungszeit bzw. mit dem größten Spaltproduktinventar. Hinsichtlich der langlebigen Spaltprodukte ist das diejenige Kugel, die sich nach dem 15. Durchlauf durch den Reaktor in der untersten Schicht der Kugelschüttung befindet, kurz bevor sie endgültig aus dem Core entfernt wird. Die gesamte Bestrahlungszeit beträgt in diesem Fall 1185 Tage bei einer mittleren

Kugeltemperatur von 1050°C. Ab diesem Zeitpunkt (Zeitpunkt $t = 0$ in den nachfolgenden Abbildungen) beginnt die Ausheizung der Kugel mit den in Abb. 9 dargestellten Temperaturverläufen.

Um den Einfluß von Eingangsdaten und die FRESCO-Rechnungen auch mit vorliegenden SLIPPER-Rechnungen der Firma Interatom /1/ vergleichen zu können, wurden in einer Zusatzrechnung folgende Eingangsdaten geändert:

- Die Normalbetriebstemperatur der betrachteten Brennelementkugel beträgt 850°C. Dies entspricht einer MODUL-Variante mit einem niedrigerem Niveau der Coretemperaturen im Normalbetrieb.
- Für den Partikelbruch bei Normalbetrieb wurde ein Anteil von $5 \cdot 10^{-4}$ zugrunde gelegt. Dieser steigt mit Beginn der Ausheizung auf den doppelten Wert von $1 \cdot 10^{-3}$ und bleibt in den genannten Untersuchungszeiträumen konstant.

Für vier wichtige Spaltprodukte wurde das Freisetzungsverhalten einer repräsentativen Brennelementkugel für die in Abb. 9 dargestellten Temperaturverläufe berechnet. In den folgenden Abbildungen sind auch die Ergebnisse der Zusatzrechnung mit den geänderten Eingangsdaten als unterbrochene Kurven eingezeichnet.

Zum Abschluß wurden dann weitere Rechnungen zur Cäsiumfreisetzung unter Berücksichtigung der gesamten Kugelschüttung durchgeführt. Als Grundlage hierzu diente die 2-dimensionale Temperaturverteilung, die, wie im Kapitel 4 beschrieben, durch THERMIX-Rechnungen zeitabhängig ermittelt wurde, und deren Niveau anschließend in der Weise angehoben wurde, daß als maximale Temperatur der Wert von 1600°C erreicht wird. Für insgesamt 45 Volumenabschnitte wurde dann der jeweils dort auftretende zeitliche Temperaturverlauf einer Brennelementkugel aufgeprägt und der Fractional-Release des Spaltprodukts Cäsium ermittelt. Aus den Werten für die einzelnen Volumenelemente wurden dann mittlere Werte für die gesamte Kugelschüttung errechnet. Die übrigen Eingangsdaten entsprechen den oben erwähnten "Referenz-Eingangsdaten", nämlich Partikelbruchmodell nach Goodin sowie keine Berücksichtigung von Adsorption des Cäsiums an den Oberflächen der Kugelbrennelemente.

5.2 Ergebnisse

1) Cäsium-Freisetzung

In Abb. 11 ist die relative Freisetzung von Cs-137 für alle 3 Fälle mit den unterschiedlichen Temperaturverläufen als Funktion der Zeit aufgetragen. Der freigesetzte Anteil vor Beginn der Aufheizung liegt mit $4 \cdot 10^{-4}$ relativ hoch. Dies ist auf die für Cs schlechte Kernrückhaltung und den konservativen Verlauf der Partikelbruchkurve zurückzuführen. Der während der Bestrahlungszeit zugrunde gelegte Anteil defekter Partikel liegt gemäß der Goodin'schen Kurve bei $1,3 \cdot 10^{-3}$.

Im Vergleich dazu liegt im Fall der geänderten Eingangsdaten der Freisetzungsteil gegen Ende der Bestrahlungszeit etwa 1 Größenordnung niedriger, in der bei kleinerer Bestrahlungstemperatur der Defektanteil konstant $5 \cdot 10^{-4}$ betrug. Nach HBK ist der Zielwert für den Anteil defekter Partikel im Normalbetrieb $2 \cdot 10^{-4}$. Wenn dieser Wert eingehalten werden kann, so ist auch die relative Freisetzung weitaus geringer.

Die höchste Cs-Freisetzung wird erwartungsgemäß im Fall a für den Temperatursprung auf 1600°C festgestellt. Hier steigt die relative Freisetzung im untersuchten Zeitraum von 200 h ständig an und liegt gegen Ende im Prozentbereich. Im Fall b findet nach Erreichen der maximalen Temperatur von 1600°C während des anschließenden Temperaturabfalls praktisch keine weitere Freisetzung statt. Im Fall c, bei dem Temperatursprung auf 1350°C, steigt die relative Freisetzung im Verlauf von 300 h nur langsam an. Hier ist also auch über längere Zeiträume gesehen keine deutliche Zunahme der Cs-Freisetzung zu erwarten.

Der Vergleich mit der Zusatzrechnung (gestrichelte Kurven) zeigt, daß sich für die Fälle b und c ein qualitativ etwa gleicher, aber auf tieferem Niveau liegender Freisetzungsverlauf ergibt. Dagegen ist im Fall a mit der Aufheiztemperatur auf konstant 1600°C nach etwa 100 h ein verstärkter diffusionsbedingter Anstieg der Freisetzung zu erkennen, die nach 200 h allerdings noch nicht den Freisetzungswert der entsprechenden Referenzrechnung erreicht hat.

Freisetzungsraten für Cs aus dem Brennelement, deren zeitlicher Verlauf für die 3 untersuchten Fälle in Abb. 12 dargestellt ist, zeigen, daß der Partikelbruch eine große Rolle spielt. In den Fällen b und c fallen die Freisetzungsraten nach Erreichen eines Maximums wieder ab, d.h. das Cs diffundiert im wesentlichen aus den Kernen der defekten Partikeln, die dabei "leer laufen". Wird dagegen, wie im Fall a, die Aufheiztemperatur über einen längeren Zeit-

raum beibehalten, so tritt zusätzlich eine diffusionsbedingte Freisetzung aus den intakten Partikeln auf, was dann zu einer erheblichen Cs-Freisetzung führt.

Die Konzentrationsprofile für Cs im Partikel der Abb. 13 zeigen die Rückhalteeigenschaften insbesondere der SiC-Schicht für die drei verschiedenen Temperaturverläufe. Man erkennt, daß das Rückhaltevermögen der SiC-Schicht im Falle a (Temperatursprung auf 1600°C) wesentlich schwächer ist als in den beiden anderen Fällen.

2) Strontium-Freisetzung

Abb. 14 zeigt die relative Freisetzung von Sr-90 aus dem Brennelement. Insgesamt ergibt sich gegenüber Cs ein um rund 2 Größenordnungen niedrigeres Freisetzungsniveau. Der Grund dafür ist das hohe Rückhaltevermögen des Partikelkerns für Sr, insbesondere in dem relativ niedrigen Temperaturbereich bei der Bestrahlung sowie in den Fällen b und c auch bei der Ausheizung. Daher spielt hier der Partikelbruch nur eine geringe Rolle.

Dies zeigt auch der Vergleich mit den entsprechenden Zusatzrechnungen, bei denen eine niedrigere Bestrahlungstemperatur und ein geringerer Anteil an Defektpartikeln vorliegt (gestrichelte Kurven in Abb. 14). Im Fall b liegt die Freisetzung der Zusatzrechnung geringfügig unterhalb der Referenzrechnung. Erst bei der Ausheiztemperatur von konstant 1600°C (Fall a) wird dieser Unterschied größer. Der Freisetzungsanteil im Fall c (Temperatursprung auf 1350°C) liegt erst nach 300 h im Bereich von 10^{-5} .

3) Silber-Freisetzung

Die relative Freisetzung von Ag-110m aus dem Brennelement (Abb. 15) liegt bereits im Normalbetrieb mit etwa 2 % relativ hoch. Sie steigt im Fall a des Temperatursprunges auf 1600°C nach 200 h Ausheizung auf rund 40 % an, im Fall b des vorgegebenen Temperaturverlaufes auf knapp 14 % sowie im Fall c des Temperatursprunges auf 1350°C auf etwa 10 % nach 300 h.

Der Vergleich mit der Zusatzrechnung (gestrichelte Kurven) zeigt wiederum eine deutlich niedrigere Freisetzung für den Fall, daß während der Bestrahlung eine niedrigere Bestrahlungstemperatur und ein kleinerer Anteil defekter Partikel vorliegt.

4) Jod-Freisetzung

Ähnlich wie bei den Edelgasen wird die Freisetzung von Jod praktisch ausschließlich durch den Partikelbruch bestimmt. Dies zeigt die Abb. 16, in der die relative Freisetzung aus dem Brennelement für J-131 dargestellt ist. Unmittelbar nach Beginn der Ausheizung bei 1600°C steigt im Fall a die Freisetzung steil an, da es auch im Matrix-Graphit praktisch keine Rückhaltung für Jod gibt. Im Fall b erfolgt die Freisetzung zeitlich verzögert, da hier die Temperatur von 1600°C erst später erreicht wird.

Qualitativ denselben Verlauf während der Ausheizzeit zeigen die gestrichelten Kurven der Zusatzrechnung. Ihre Freisetzungswerte liegen allerdings rund eine Größenordnung tiefer.

5) Cäsium-Freisetzung aus dem Core

Zur Ergänzung dieser Rechenserie wurde das Freisetzungsverhalten des Spaltprodukts Cäsium-137 in der Kugelschüttung des HTR-Moduls untersucht. Die hierzu verwendete Temperaturverteilung entstammt einer 2D-Thermohydraulikrechnung mit THERMIX für den HTR-Modul, bei der während der Coreaufheizung im Temperaturmaximum 1600°C erreicht werden. Zur Ermittlung der Cäsium-Freisetzung wurde die Kugelschüttung in 5 radiale x 9 axiale Volumensegmente unterteilt. Jedem Volumenelement wurde ein charakteristisches Brennelement zugeordnet, dem der entsprechende zeitliche Temperaturverlauf aufgeprägt wurde. Im übrigen wurden dieselben konservativen Eingangsdaten wie bei den oben beschriebenen Freisetzungsrechnungen für eine Kugel benutzt, nämlich die Partikelbruchfunktion nach Goodin, keine Anlagerung des Cäsiums an der Brennelement-Oberfläche sowie die maximal vorgesehene Bestrahlungszeit, die der jeweiligen Brennelement-Temperatur im Normalbetrieb (plus dem Sicherheitszuschlag von 100°C) entspricht.

Den zeitlichen Verlauf der kumulierten Cäsium-Freisetzung aus der gesamten Kugelschüttung zeigt die Abb. 17. Bedingt durch das niedrige mittlere Temperaturniveau in der Kugelschüttung während des Störfalls liegt der freigesetzte Anteil des Cäsium-Inventars trotz des relativ hohen Anteils defekter Partikel erst nach 20 h oberhalb von 10^{-5} des Gesamtinventars und steigt gegen Ende

des Untersuchungszeitraums nach 150 h auf 10^{-3} an. Der integrale Anteil defekter Partikel in der Kugelschüttung ist mit Erreichen der maximalen Brennelementtemperaturen nach 30 bis 40 h praktisch erreicht und beträgt $1,9 \cdot 10^{-3}$. Im Vergleich zur maximal belasteten Kugel (siehe durchgezogene Kurve b in Abb. 11) liegt die mittlere Cäsium-Freisetzung um etwa 1 Größenordnung niedriger, bedingt durch den nur kleinen Teil der Kugelschüttung, welcher der maximalen Temperatur von etwa 1600°C ausgesetzt ist.

Zusammenfassend ist festzuhalten, daß die Spaltproduktfreisetzung, die durch die hier konservativen Annahmen für den Partikelbruch und Sorption stark beeinflusst wird, auf niedrigen Werten begrenzt bleibt, wenn die Bandbreiten dieser Eingangsdaten enger gefaßt werden könnten. Um solche Konservativitäten einzugrenzen, sind weitere Untersuchungen im Gange. Das Freisetzungsverhalten anderer Spaltprodukte wie z.B. von Strontium, Silber und Jod aus der Kugelschüttung wurde hier nicht weiter untersucht.

6. Dampferzeuger- und Gebläseverhalten bei ATWS-Störfällen

Beim MODUL-Reaktor ist der Kern so aufgebaut, daß eine Reaktorabschaltung durch aktive Absorbereinfahrt nicht erforderlich ist. Bei einer Temperaturerhöhung schaltet sich der Reaktor selbsttätig wegen des negativen Temperaturkoeffizienten ab /1/. Die damit verbundenen Temperaturbelastungen sind für die Corekomponenten sicherheitstechnisch im allgemeinen nicht von Bedeutung. Daher ist eine wörtliche Übertragung des sog. ATWS-Postulates "Ausfall der Schnellabschaltung bei häufigen Betriebstransienten" beim MODUL nicht zweckmäßig.

Demgegenüber sind aber die Belastungen des Dampferzeugers und der Kaltgasseite von sicherheitstechnischer Relevanz, wenn die Reaktorleistung durch die Abschaltung abfällt und die Reduktion des Primärgasdurchsatzes verzögert erfolgt. Die sinnngemäße Übertragung der ATWS-Problematik besteht somit hinsichtlich der Gebläseabschaltung nach der Reaktorschnellabschaltung. Die redundanten und diversitären Sicherheitsmaßnahmen sind dazu die Gebläseabschaltung und das Schließen der Gebläseklappen. Aus diesem Grunde wurden Primärkreisanalysen durchgeführt, um den Abschaltzeitpunkt der Kühlgasgebläse bestimmen zu können.

Bei einem Ausfall der sekundärseitigen Bespeisung und einer weiteren Beheizung des Dampferzeugers (DE) dampft dieser aus. Hierbei wird sowohl der Dampferzeuger als auch das Gebläse sowie die Kaltgasseite des Primärkreises wegen steigender Kaltgastemperaturen thermisch überbelastet. Untersucht wurde das Verhalten des Dampferzeugers bei konstanter Beheizung und bei verschiedenen Gebläseauslaufkurven, um den Zeitpunkt abzuschätzen, zu dem das Gebläse abgeschaltet werden muß, damit die Kaltgastemperatur unterhalb von 400°C bleibt.

Die Untersuchungen wurden für den Dampferzeuger des Modul-Reaktors zur Prozeßwärmeerzeugung mit 170 MW_{th} durchgeführt. Der Dampferzeuger ist hierbei dem Röhrenspaltofen (RSO) in Reihe nachgeschaltet und in integrierter Bauweise konzentrisch um den RSO angeordnet (Abb. 18). Er wird vom Helium von oben nach unten bei einer Abkühlung von 680°C auf 292°C durchströmt. Da das Speisewasser und der Dampf im Gegenstrom nach oben geführt werden, findet in den Wärmetauscherrohren eine Aufwärtsverdampfung statt. Das aus dem Dampferzeuger

Tab. 4: Technische Daten des integrierten Dampferzeugers /1/

<u>Auslegungsdaten</u>	
<u>He-Seite</u>	
Wärmeleistung	109,9 MJ/s
Massenstrom	54,51 kg/s
Eintritts-/Austrittstemperatur	680/292 *)
Eintritts-/Austrittsdruck	49,32/49,02 bar
<u>H₂O-Seite</u>	
Massenstrom	39,29 kg/s
Speisewasser-/Frischdampftemperatur	150/530 °C
Speisewasser-/Frischdampfdruck	125/113 bar
<u>Konstruktionsdaten</u>	
Rohrdurchmesser	22 x 3,6 mm
Rohranzahl	164
Anzahl der konzentrischen Rohrreihen	5
Rohrlänge	67,0 m
Heizfläche	759,0 m ²
Bündelhöhe	6,4 m
Bündelinnen-/außendurchmesser	4,00/4,62 m
<u>Werkstoffe</u>	
Rohre	1.4876 (Incoloy 800)
Frischdampfsammlerplatte	1.4876 (Incoloy 800)
*) Auslegung für Methanol	

Tab. 5: Hauptdaten des Primärkreislaufgebläses /1/

<u>Auslegungsdaten</u>		HTR-Modul mit Röhrenspaltöfen und integriertem Dampferzeuger
Fördermedium	Helium	
Fördermenge (100 %)	54,51 kg/s	
Fördervolumenstrom	13,2 m ³ /s	
Austrittsdruck	50,53 bar	
Ansaugtemperatur	292 °C	
Endtemperatur	300 °C	
Statische Druckerhöhung	1,55 bar	
<u>Gebäsedaten</u>		
Gebäselaufgrad	einstufig radial	
Leistung	ca. 2,6 MW	
Drehzahl	ca. 7.100 min ⁻¹	
Laufraußendurchmesser	740 mm	
Umfangsgeschwindigkeit	275 m/s	
Regelbereich	ca. 5 - 110 %	
<u>Antrieb</u>		
Motorart	Asynchron-Käfigläufer	
<u>Abmessungen</u>		
Gebäude-Ausbaulänge (incl. Gebläseklappe)	ca. 6.000 mm	
Gebäude-Ausbau durchmesser	ca. 3.000 mm	

austretende abgekühlte Helium wird über Kaltgasführungsrohre vom Gebläse angesaugt und zum Core zurückgefördert. Die wesentlichen Abmessungen des Dampferzeugers und des Gebläses sind den Tabellen 4 und 5 zu entnehmen /1/.

Für die Berechnung des Dampferzeugerverhaltens wurde das modular aufgebaute Programm SIKAN-E verwendet. SIKAN-E beschreibt die Dynamik von Gas-Wasser-wärmetauschern. Dem Programm liegt ein unter Berücksichtigung neuer Forschungsergebnisse entwickeltes dynamisches Modell für die Zweiphasenströmung auf der Sekundärseite zugrunde /12/.

Den Rechnungen liegen folgende Randbedingungen zugrunde:

- Die Gaseintrittstemperatur verändert sich aufgrund der hohen Wärmekapazitäten des Cores, des Bodenreflektors und des RSO während der ersten Minuten des Störfallablaufs nicht (keine Reaktorschnellabchaltung).
- Der Gasdurchsatz bleibt bis zum Einsetzen des Gebläseauslaufes konstant.
- Der Frischdampfdruck ändert sich nicht während des Störfallablaufes.

Die Dampferzeugertransienten wurden für zwei Fälle mit konstanter Beheizung und für drei Fälle mit typischen Gebläseauslaufkurven ermittelt. Als wichtige Größen zur Beurteilung des Dampferzeugerverhaltens im Hinblick auf das Ausdampfen und die sich dabei einstellenden Temperaturen wurden folgende Systemzustände betrachtet:

- das zeitabhängige Verhalten des H_2O -Inventars des Dampferzeugers,
- die Gesamtwärmeströme der Primär- und Sekundärseite des Dampferzeugers während der Transiente,
- der zeitliche Verlauf der Ein- und Austrittstemperaturen des Heliums und die Dampfaustrittstemperatur,
- die Rohrwandtemperaturen zu markanten Zeitpunkten der Transiente
- sowie das zeitlich-räumliche Verhalten der Gastemperaturen, des Dampfanteils und des Massenstroms auf der Sekundärseite.

Im einzelnen ergeben sich für die untersuchten Fälle folgende Ergebnisse:

1. Bei Ausfall der Bespeisung mit linearem Abfall innerhalb von 10 sec und konstanter Beheizung werden Gasaustrittstemperaturen von $400^{\circ}C$ nach 38 sec erreicht. Nach ca. 55 sec ist das Wasser im DE vollständig verdampft (Abb. 19 - 22). Die Rechnung ergab für den Referenzfall

eine sehr gute Übereinstimmung mit neueren GHT-Rechnungen.

2. Bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 sec und konstanter Beheizung überschreitet die Kaltgastemperatur nach 25 sec 380°C und nach 33 sec 400°C . Vollständig ausgedampft ist der Dampferzeuger nach etwa 50 sec (Abb. 23 - 26).

Da die Auslaufkurve des Gebläses vom Hersteller noch nicht ermittelt worden ist, wurden Rechnungen für 3 charakteristischen Auslaufkurven mit Auslaufzeiten von ca. 30, 120 und 600 sec durchgeführt (Abb. 27). Innerhalb dieser Bandbreite wird sich die tatsächliche Auslaufkurve befinden. Als Zeitpunkt des Einsetzens des Gebläseauslaufs wurden 30 sec festgelegt. Zu diesem Zeitpunkt beträgt die Kaltgastemperatur 390°C und liegt somit noch unterhalb des vorgegebenen Grenzwertes von 400°C .

3. Bei einem Gebläse-Auslauf innerhalb von 30 sec fallen die Gastemperaturen von Beginn des Gebläseauslaufs an ab, da sich aufgrund geänderter Wärmeübertragungsverhältnisse die Gastemperaturen am Austritt stärker den Wassertemperaturen annähern. Mit einem Wiederanstieg ist nicht zu rechnen (Abb. 28 - 34).
4. Bei einer mittleren Auslaufzeit von 120 sec tritt dieses Verhalten ebenfalls auf, allerdings in abgeschwächter Form. Nach etwa 60 sec steigen die Gebläseaustrittstemperaturen wieder an, so daß längerfristig, je nach der Größe der Restdurchströmung des Dampferzeugers, mit einer vollständigen Ausdampfung zu rechnen ist (Abb. 35). Wird dagegen das Gebläse bereits nach 15 sec abgeschaltet (Fall 4 b), so ist auch bei einer Auslaufzeit von 120 sec nicht mit einem Überschreiten der Kaltgastemperatur von 400°C zu rechnen (Abb. 35 - 41).
5. Bei einer Auslaufzeit von 600 sec verhält sich der Dampferzeuger ähnlich wie bei der konstanten Beheizung (siehe Fall 2). Der Dampferzeuger ist in diesem Fall nach ca. 55 sec ausgedampft (Fall 5 a). Die Kaltgastemperaturen erreichen nach 37 sec die 400°C -Grenze. Selbst ein unmittelbares Abschalten des Gebläses nach dem Ausfall der Bespeisung des Dampferzeugers führt zu einem Ausdampfen des Dampferzeugers innerhalb von 150 sec (Fall 5 b). Zu diesem Zeitpunkt beträgt die Kaltgastemperatur 385°C (Abb. 42 - 48).

Die Hauptergebnisse der Analysen sind in Tabelle 6 im einzelnen aufgelistet. In Abhängigkeit von der Gebläseauslaufkurve ergeben sich aus den Rechnungen folgende Abschaltzeiten für das Gebläse, wenn die Kaltgastemperatur unter 400°C bleiben soll:

- Im Fall 3 (Auslaufzeit 30 sec) etwa 30 sec. Der Zeitpunkt wird hierbei von der Kaltgastemperatur zum Zeitpunkt der Abschaltung bestimmt, da während des Gebläseauslaufes kein weiterer Anstieg erfolgt.
- Im Fall 4 (Auslaufzeit 120 sec) etwa nach 15 sec.
- Im Fall 5 (Auslaufzeit 600 sec) tritt selbst bei sofortiger Gebläseabschaltung Ausdampfung ein. Hierbei werden allerdings erst nach 150 sec Kaltgastemperaturen von 385°C überschritten. Es ist daher in jedem Fall bei dieser sehr langen Auslaufzeit erforderlich, innerhalb von etwa 100 sec die Beheizung des Dampferzeugers durch Schließen der Gebläseabsperrarmatur zu beenden.

Tab. 6: DE-Verhalten bei Ausfall der Bespeisung und weiterer Beheizung

Fall	Gebläsedurchsatz		Speisewasserdurchsatz		DE-Inventar		DE-Helium-Austrittstemperatur		Bemerkung
	Zeit [s]	kg/s	Zeit [s]	kg/s	Zeit [s]	%	Zeit [s]	°C	
1	0 - 54	konst. 54,5	0 - 10 ab 10	39,3 - 0	54	10	38	400	Referenzfall
2	0 - 48	konst. 54,5	0 - 0,5 ab 0,5	39,3 - 0 0	48	10	33	400	DE ausgedampft nach 48 s
3	0 - 30 ab 30	konst. 54,5 Kurve 1 (30 s)	0 - 0,5 ab 0,5	39,3 - 0 0	56	25	30 56	390 340	keine Ausdampfung
4 a	0 - 30 ab 30	konst. 54,5 Kurve 2 (120 s)	0 - 0,5	39,3 - 0	126	10			DE ausgedampft nach 126 s
4 b	0 - 15 ab 15	konst. 54,5 Kurve 2 (120 s)	0 - 0,5	0	90	35	16 90	360 325	keine Ausdampfung
5 a	0 - 30 ab 30	konst. 54,5 Kurve 3 (600 s)	0 - 0,5	39,3 - 0	55	10			DE ausgedampft nach 55 s
5 b	0 - 1 ab 1	konst. 54,5 Kurve 3 (600 s)	ab 0,5	0	155	10	155	385	nach 155 s Schließen GAR erforderlich

7. Zusammenfassung

Für die HTR-MODUL-Anlage zur Strom- und Prozeßdampferzeugung wurden mit dem Programm THERMIX die Störfalltransienten untersucht, die sich bei passiver Nachwärmeabfuhr mit und ohne Flächenkühler ergeben. Spezielle Sicherheitsaspekte sind dabei die Temperatur- und Strömungsvorgänge sowie das Spaltproduktfreisetzungsverhalten im Zusammenhang mit der Einhaltung der vorgegebenen 1600°C-Grenze als maximale Brennstofftemperatur. Die Rechnungen ergaben, daß diese bei einem neutronenphysikalisch nicht weiter optimiertem Core zumindest bis zu einer thermischen Leistung von 225 MW eingehalten wird. Dabei sind bestimmte Sicherheitszuschläge bei den Eingangsdaten berücksichtigt, deren Einfluß aufgezeigt wurde.

Die Freisetzung der Spaltprodukte Cäsium, Strontium, Silber und Jod aus einem einzelnen Brennelement ist nach den Rechnungen mit dem Programm FRESCO erwartungsmäßig am höchsten im Falle der isothermen Aufheizung auf 1600°C. Bei den metallischen Spaltprodukten zeigt sich hier deutlich die im Laufe der Zeit zunehmende Freisetzung infolge von Diffusion durch die intakte Partikelbeschichtung. Das Jod wird allein aus defekten Partikeln freigesetzt, so daß nach Erreichen der maximalen Brennelementtemperatur der Verlauf der Jod-Freisetzung nur noch durch das "Leerlaufen" defekter Partikel bestimmt wird.

Die Rechnungen zur Freisetzung des Cäsiums aus der Kugelschüttung bei einem Coreaufheizstörfall ergeben wegen der sehr pessimistischen Eingangsdaten eine obere Grenze für den relativen Freisetzungsanteil, der hier bei etwa 10^{-3} des Coreinventars nach 150 h liegt und durch die Rückhaltemechanismen im Graphit noch verringert wird.

Im Zusammenhang mit den ATWS-Störfällen wurden für die MODUL-Prozeßwärmanlage die Dampferzeugertransienten analysiert, die bei rampenförmigen Ausfall der DE-Bespeisung und weiterer DE-Beheizung auftreten. Die Rechnungen wurden mit dem Programm SIKAN-E durchgeführt. Es zeigte sich, daß der Dampferzeuger bei konstanter Beheizung und einer Speisewasserrampe von 0,5 Sekunden nach 50 Sekunden ausgedampft ist und die Helium-Dampferzeugeraustrittstemperatur innerhalb 25 Sekunden von 292°C auf 380°C ansteigt. Für drei typische Gebläseauslaufkurven wurden die Abschaltzeitpunkte des Gebläses so bestimmt, daß die Kaltgastemperatur unterhalb 400°C bleibt.

8. Literatur

- /1/ Nukleare Prozeßwärmanlagen mit HTR-MODUL zur Kohleveredelung
GHT-Technischer Bericht ITB 78.060667.2, Jan. 83
- /2/ HTR-MODUL zur Prozeßwärmeerzeugung
GHT-Technischer Bericht ITB 78.2643.1, Okt. 81
- /3/ J. Banaschek:
Eingabebeschreibung für das THERMIX-Analysen-Dynamik-Programm
KFA-IRE-IB-5/83
- /4/ K. Petersen:
Zur Sicherheitskonzeption des HTR mit natürlicher Wärmeableitung
aus dem Kern im Störfall
Dissertation im Druck, KFA-IRE
- /5/ H.F. Krohn, R. Finken:
Fresco II: Ein Rechenprogramm zur Berechnung der Spaltprodukt-
freisetzung aus kugelförmigen HTR-Brennelementen in Bestrahlungs-
und Ausheizexperimenten,
Jül-Spez-212, Juni 1983
- /6/ HBK-Projektbericht 1982,
KFA-HBK-IB-1/83
- /7/ Thiel:
Gasfreisetzung aus Defektpartikeln im Experiment FRJ2-P25
HRB, Dok.-Nr. 232-520-DB 1583, Okt. 1982
- /8/ D.T. Goodin:
A Single Model for the Performance of HEV/LEV Fissile and Th, UO_2
Fertile Fuel Under Hypothetical Accident Conditions,
GA-A16291, Mai 1981
- /9/ K.D. Ehrhardt et.al.:
Spaltproduktablagerung im Primärkreis des HTR bei extremen
Corekühlungsstörfällen am Beispiel des PNP-500
- /10/ H.F. Krohn:
Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Core eines Kugelhaufen-
reaktors bei Störfällen mit Coreaufheizung
Jül-1791, Juli 1982
- /11/ Schwartz, et.al:
GA-A12462, 1974
- /12/ R. Nabbi, W. Jahn, G. Meister, W. Rehm:
Safety Analysis of the Reactivity Transients Resulting from Water
Ingress into a High-Temperature Pebble Bed Reactor
Nuclear Technology, Vol. 62, August 1983
- /13/ HBK, Projektbericht 1981
KFA-HBK-IB-1/82

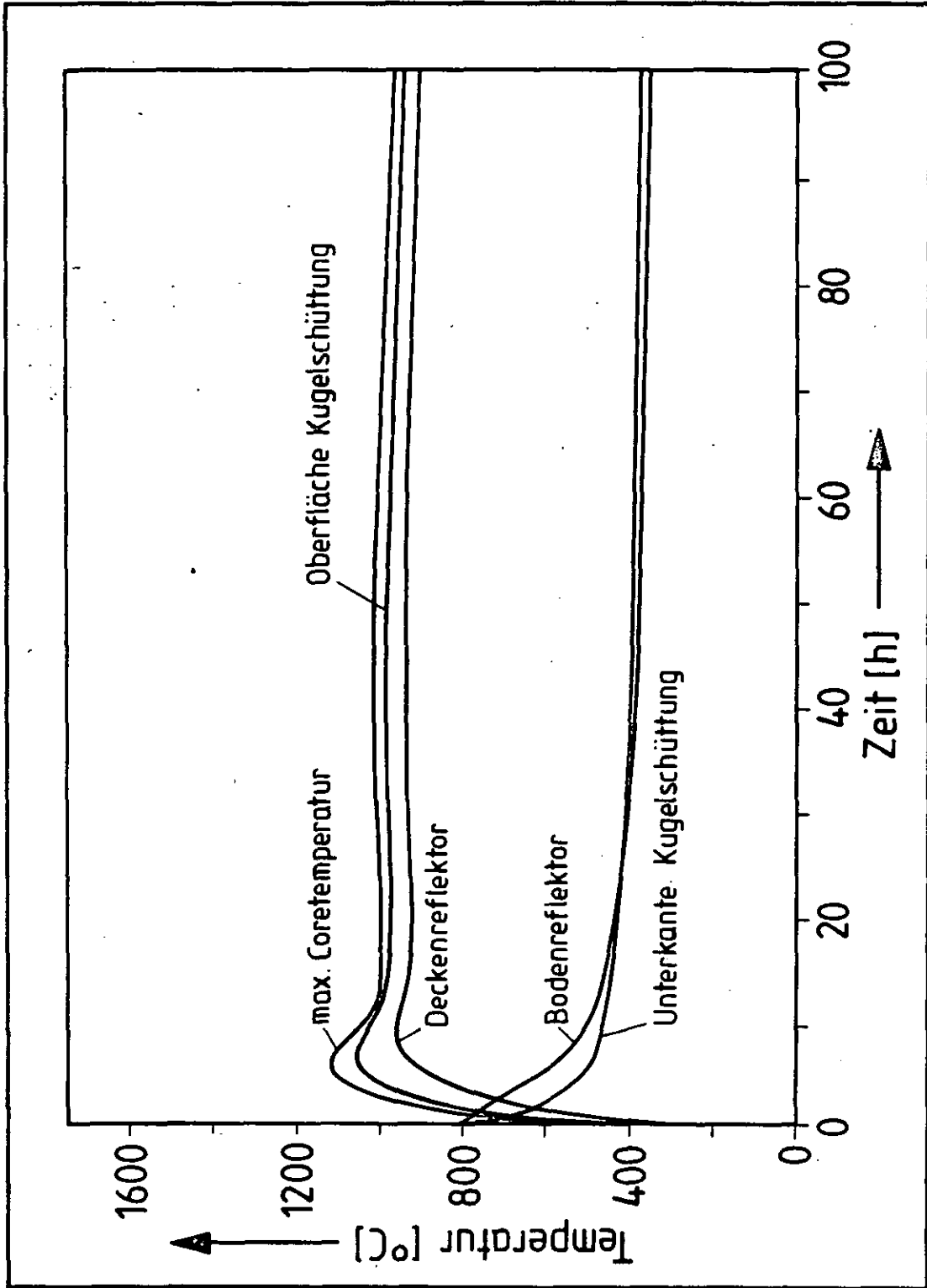


Abb. 2a: Coretransienten bei RuD mit 50 bar
und intaktem Flächenkühler

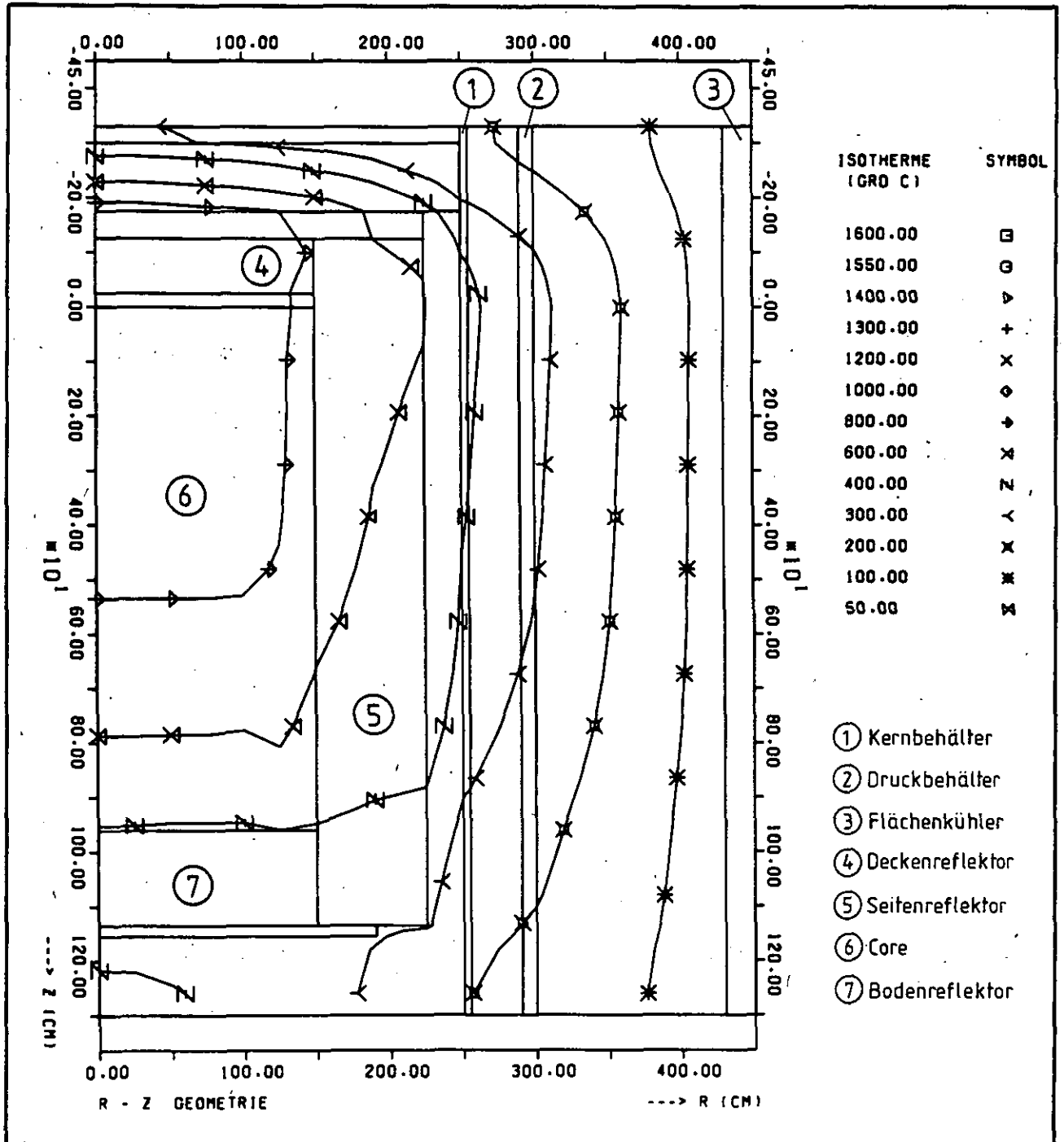


Abb. 2b: Temperaturverteilung bei RuD nach 70 h
mit intaktem Flächenkühler

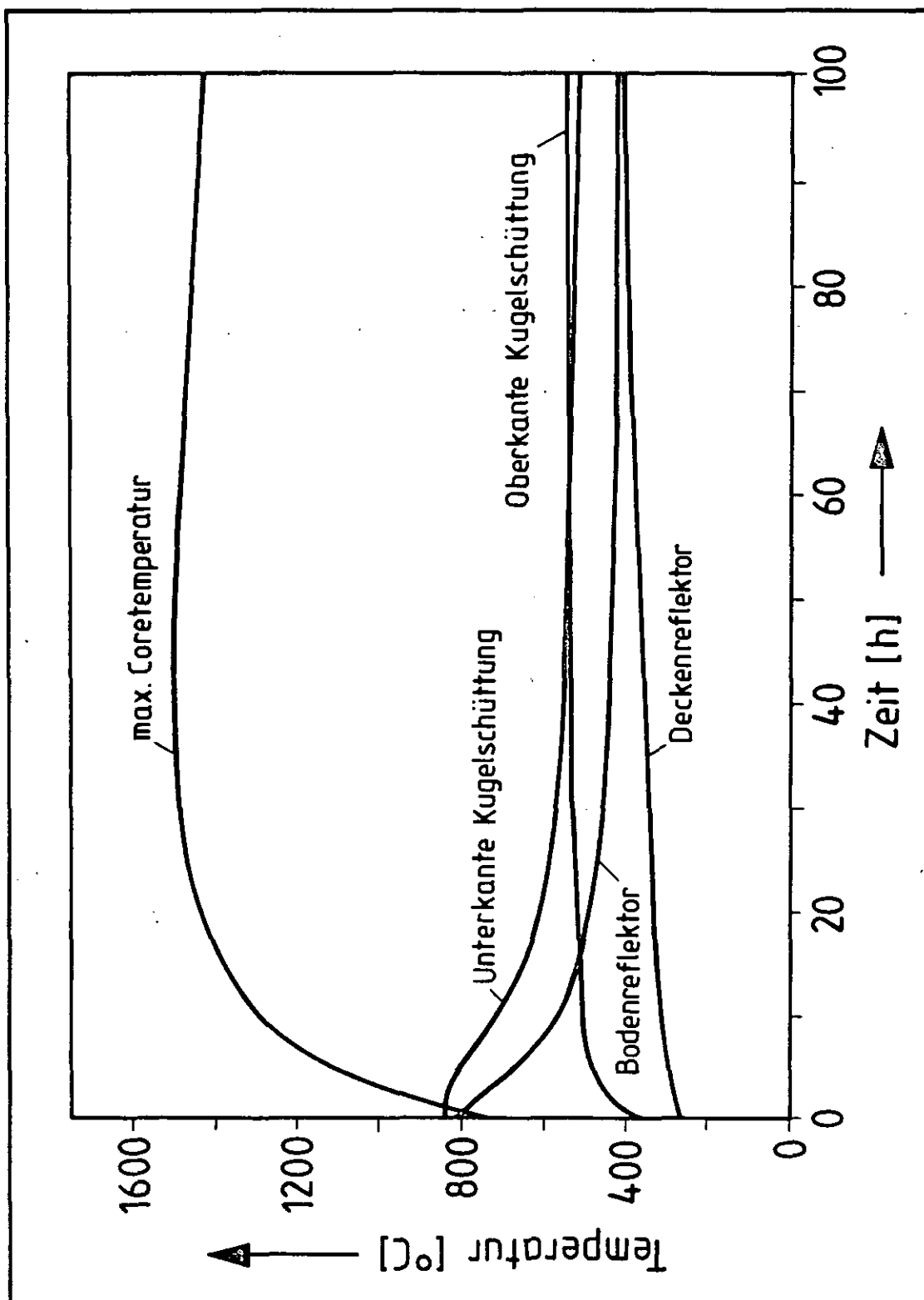


Abb. 3a: Coretransienten bei DES auf 1 bar mit intaktem Flächenkühler

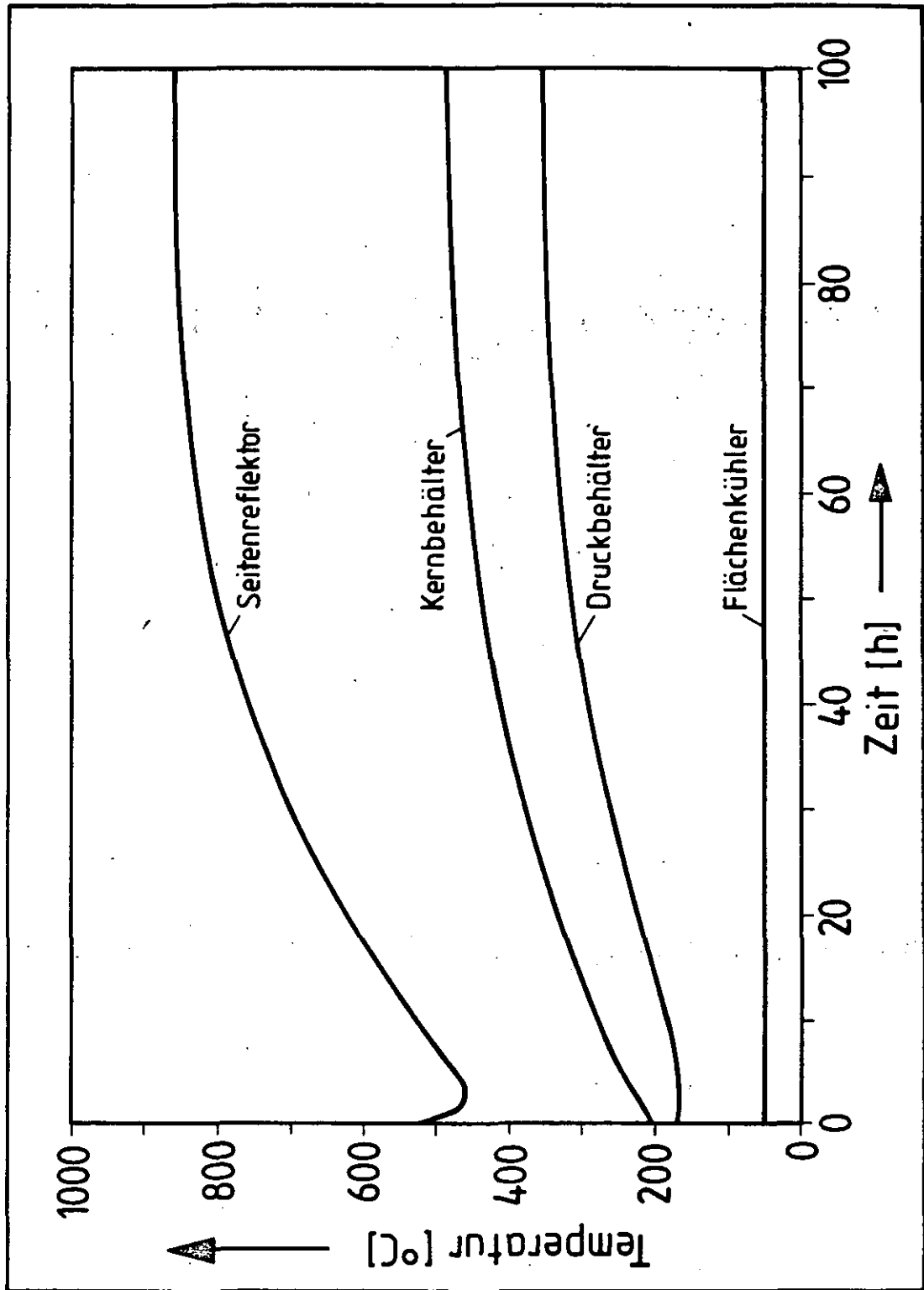


Abb. 3b: Temperaturtransienten in Reaktorkomponenten bei DES mit intaktem Flächenkühler

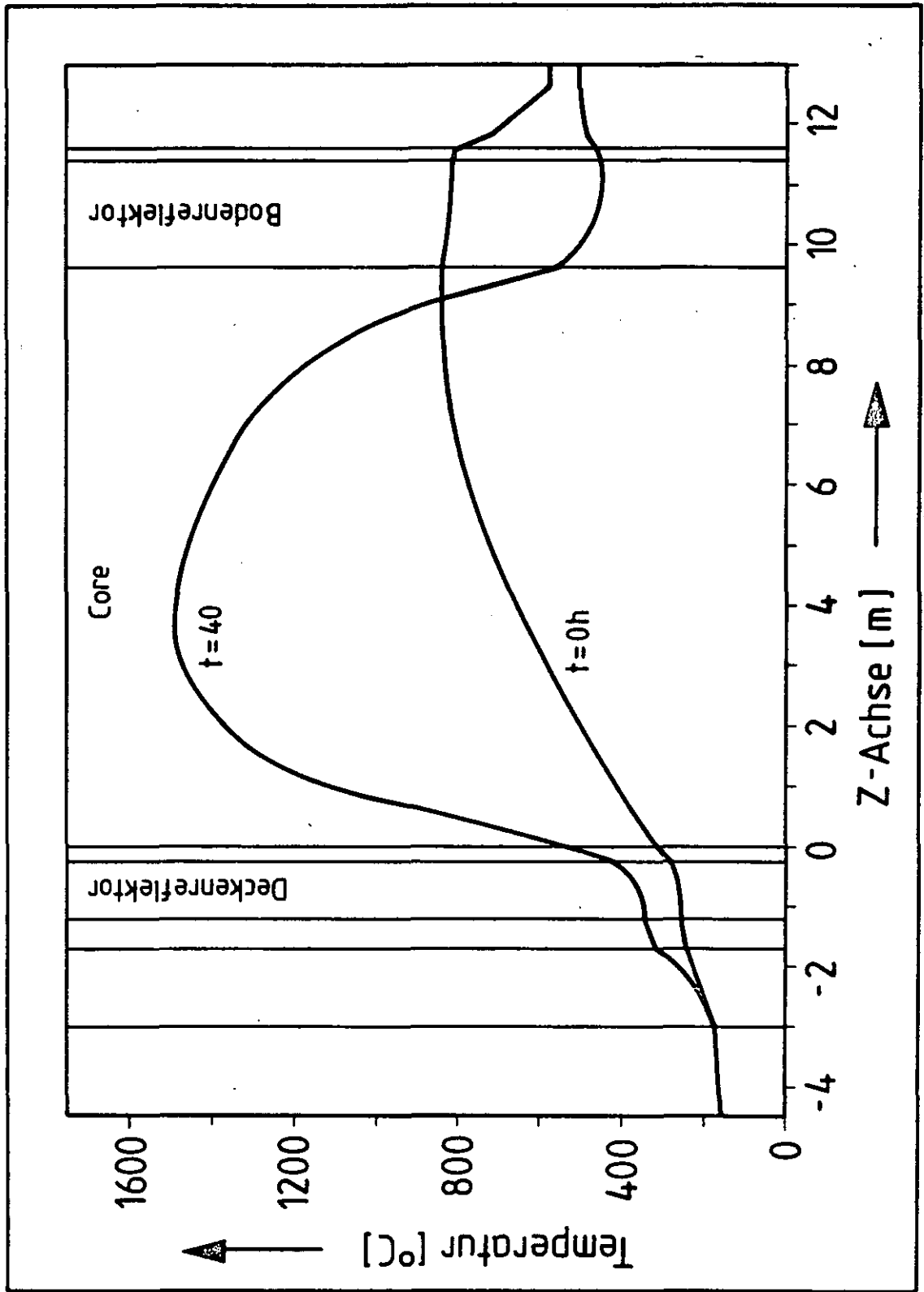


Abb. 3c: Axiale Temperaturverläufe bei DES mit intaktem Flächenkühler

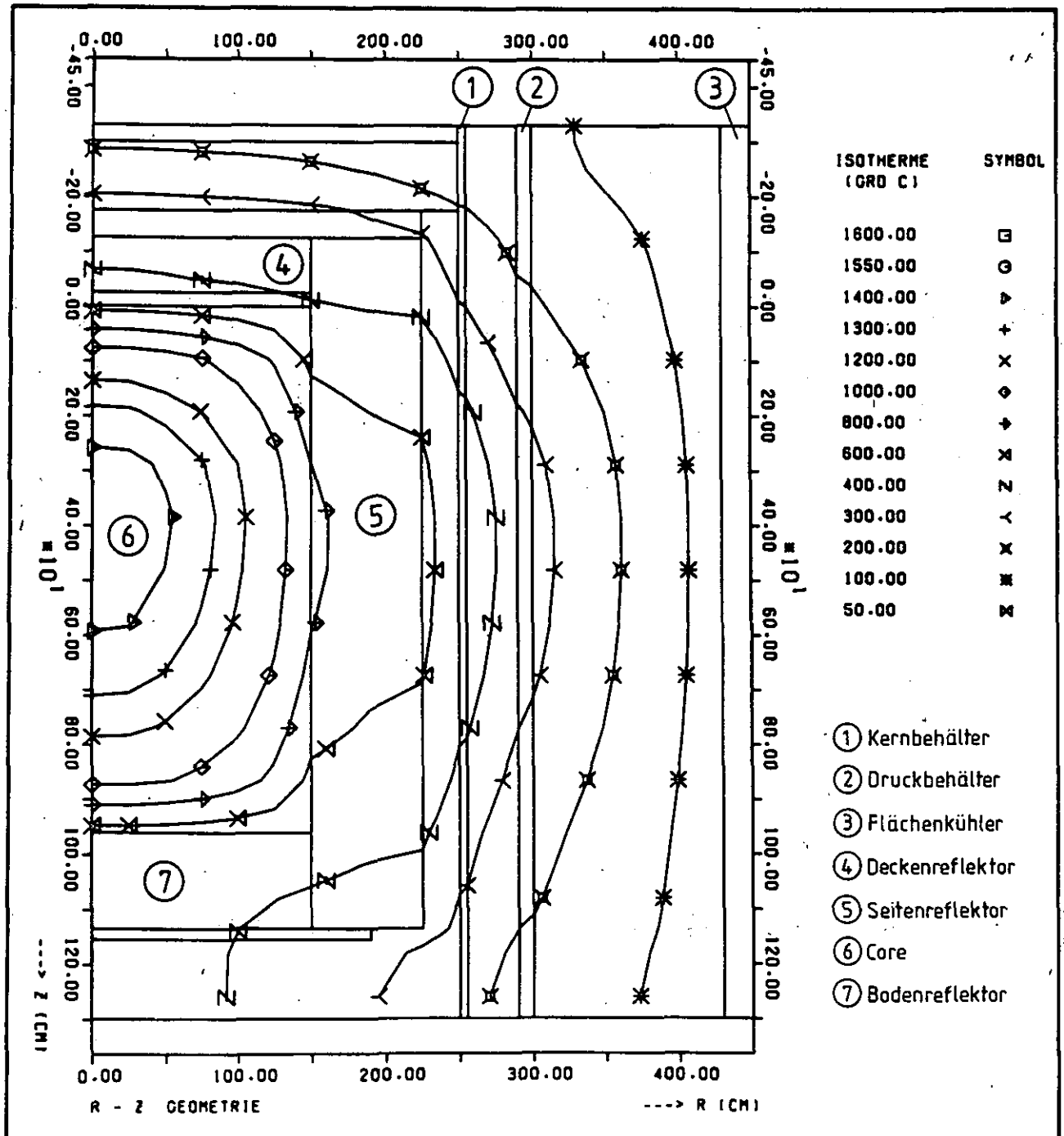


Abb. 3d: Temperaturverteilung bei DES nach 70 h mit intaktem Flächenkühler

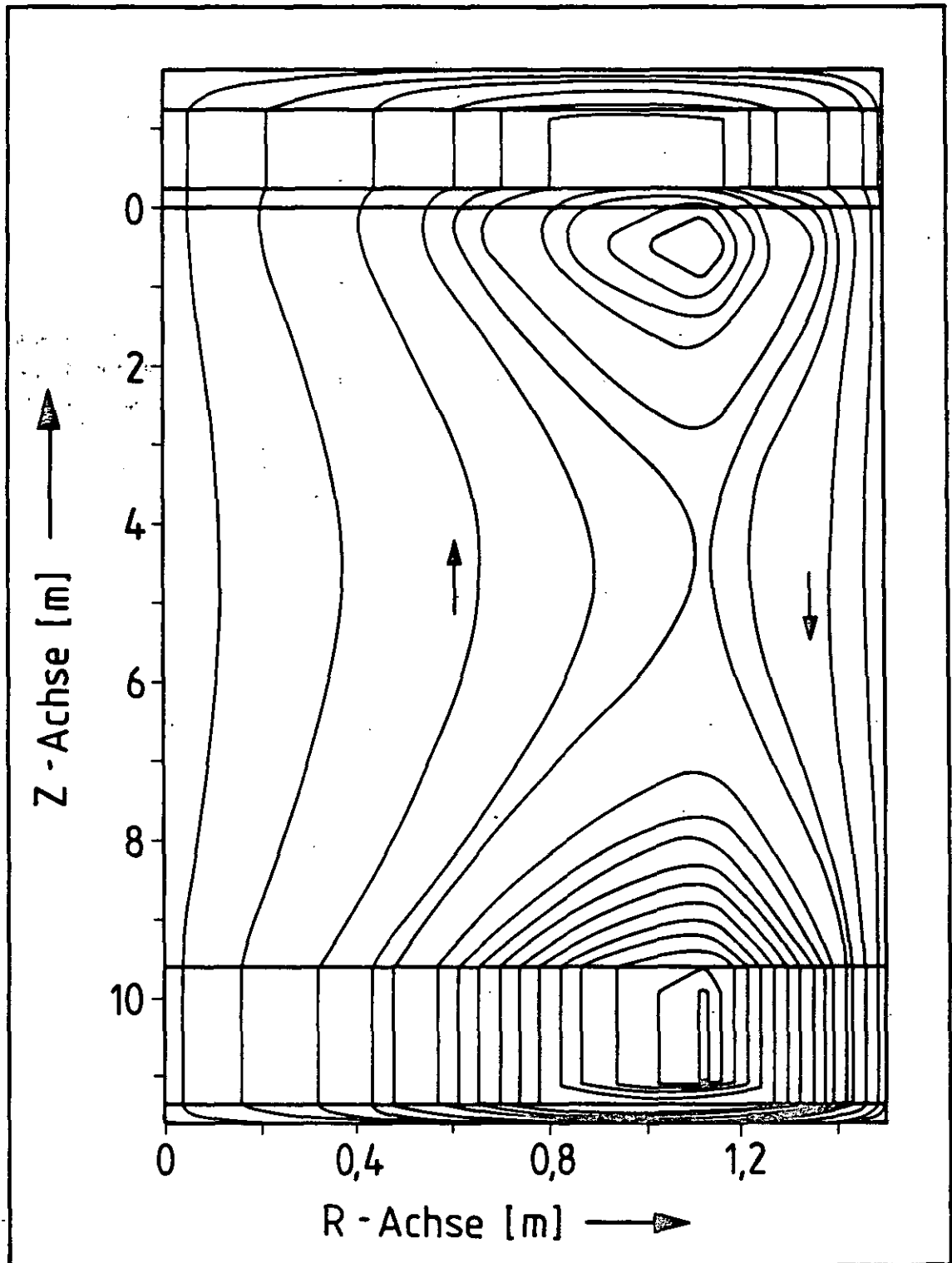


Abb. 3e: Stromlinien im Core bei DES nach 70 h

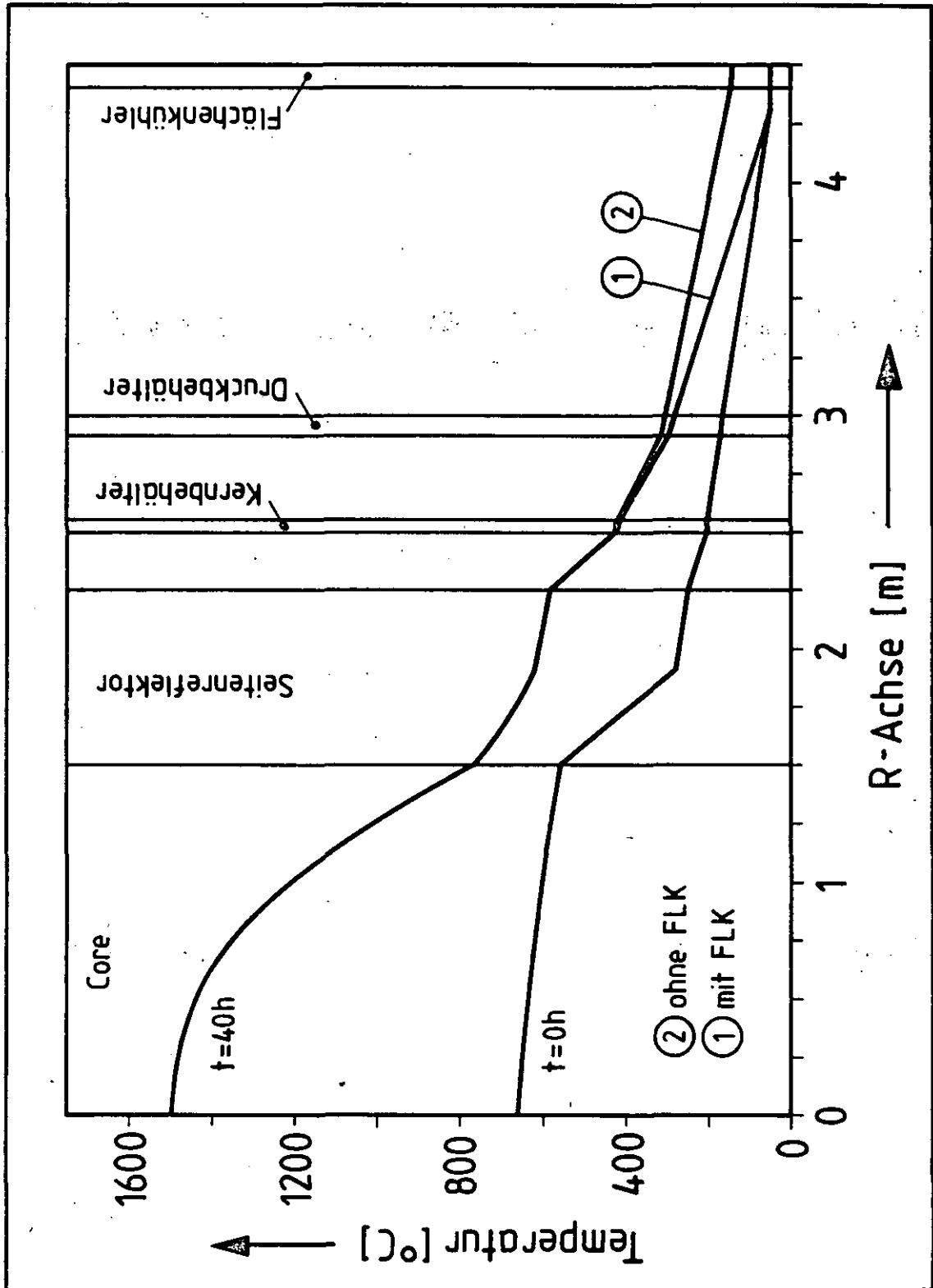


Abb. 3f: Einfluß des Flächenkühlers auf den radialen Temperaturverlauf bei DES

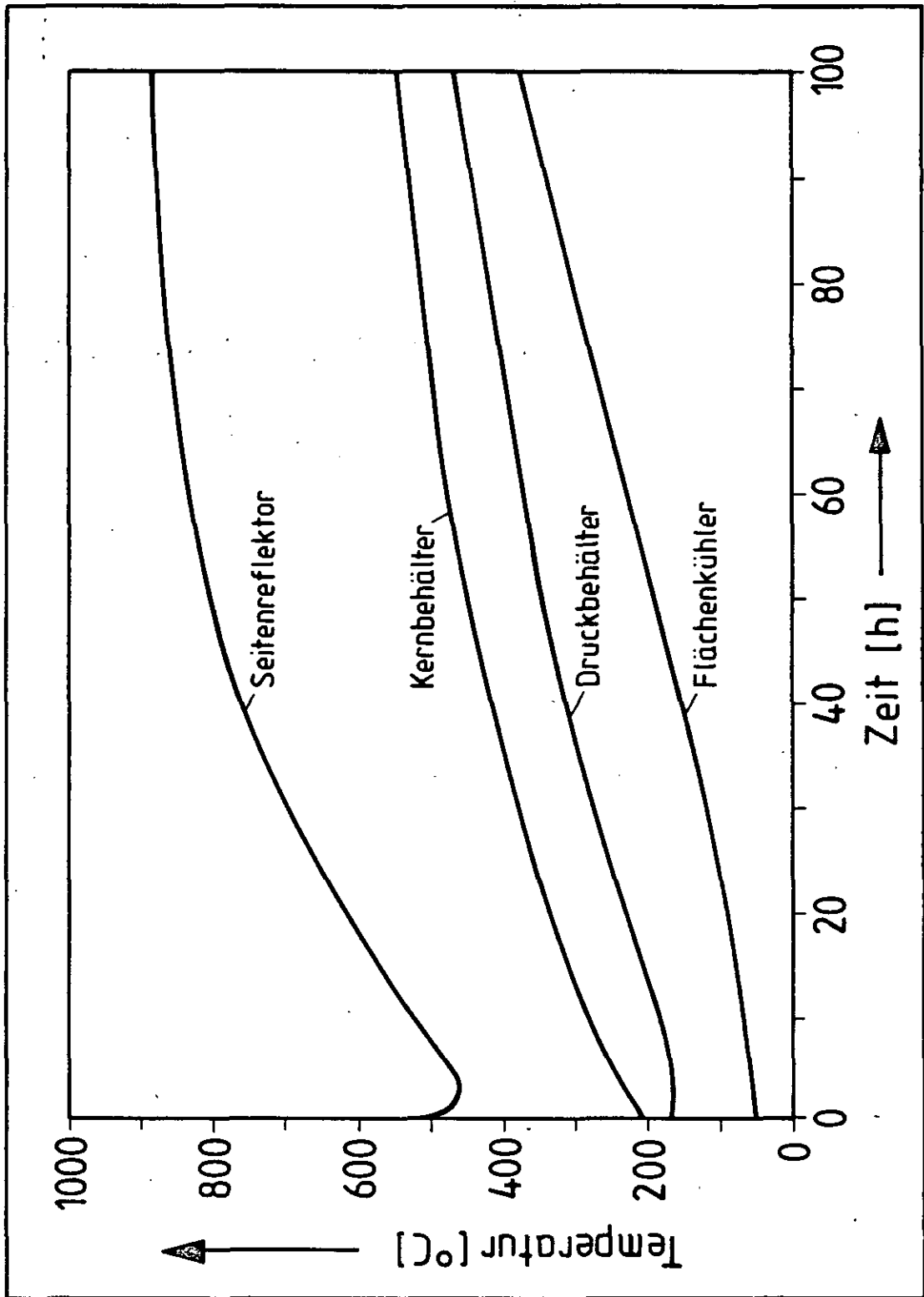


Abb. 4a: Temperaturtransienten in Reaktorkomponenten bei DES ohne Flächenkühler

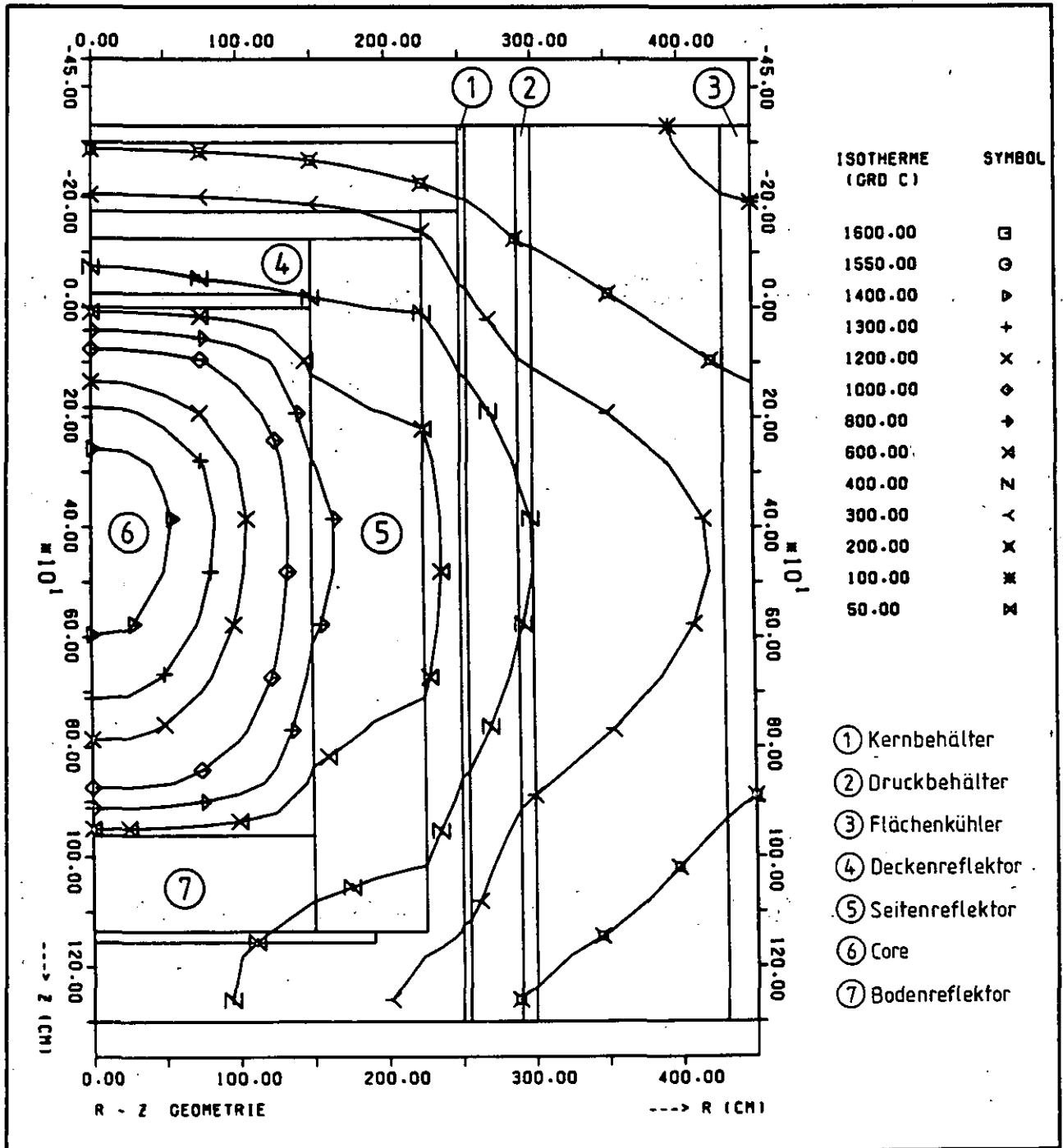


Abb. 4b: Temperaturverteilung bei DES nach 70 h ohne Flächenkühler

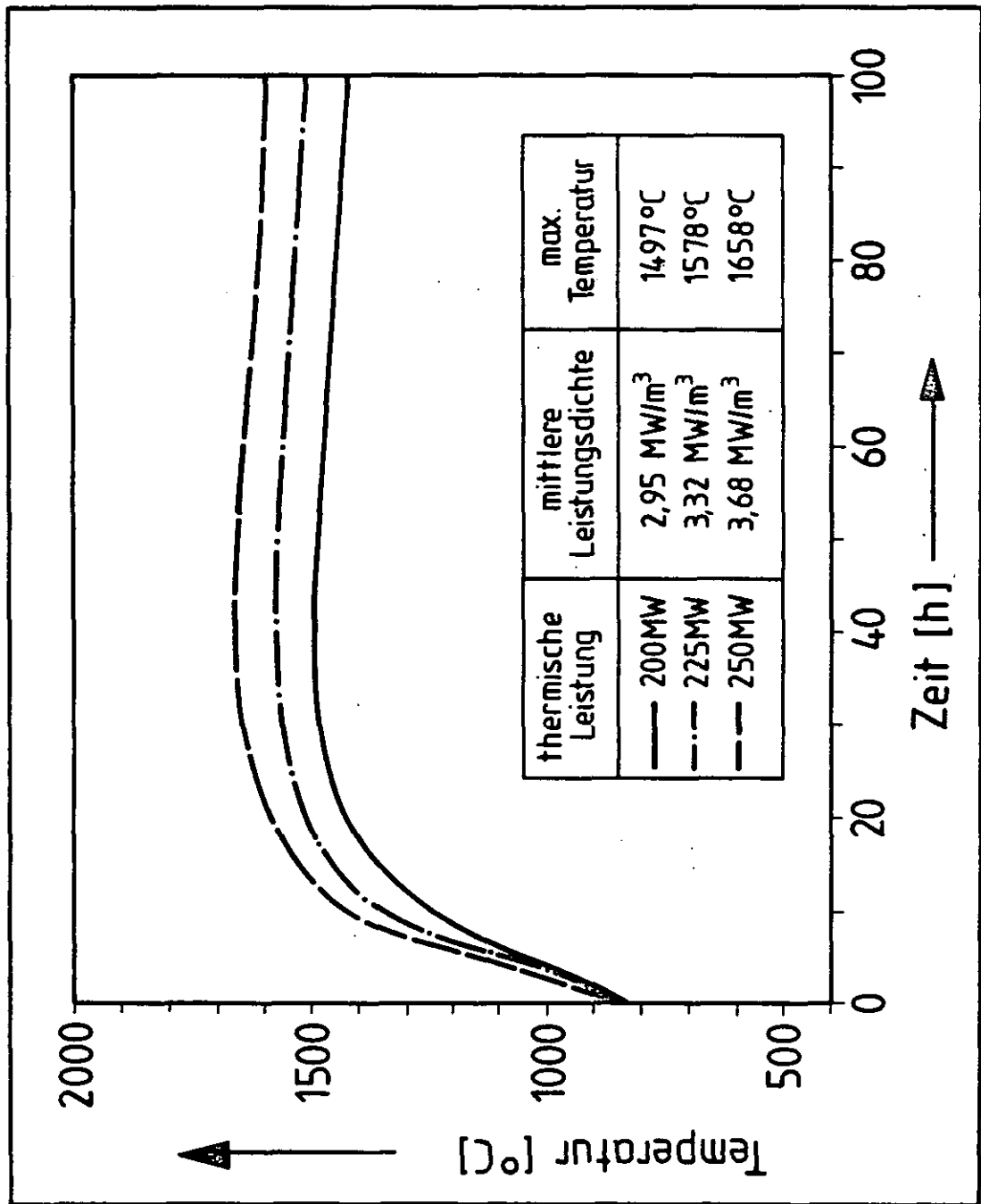


Abb. 5: Einfluß der Reaktorleistung auf die max. Coretemperatur bei DES auf 1 bar und passiver NWA über die Flächenkühler

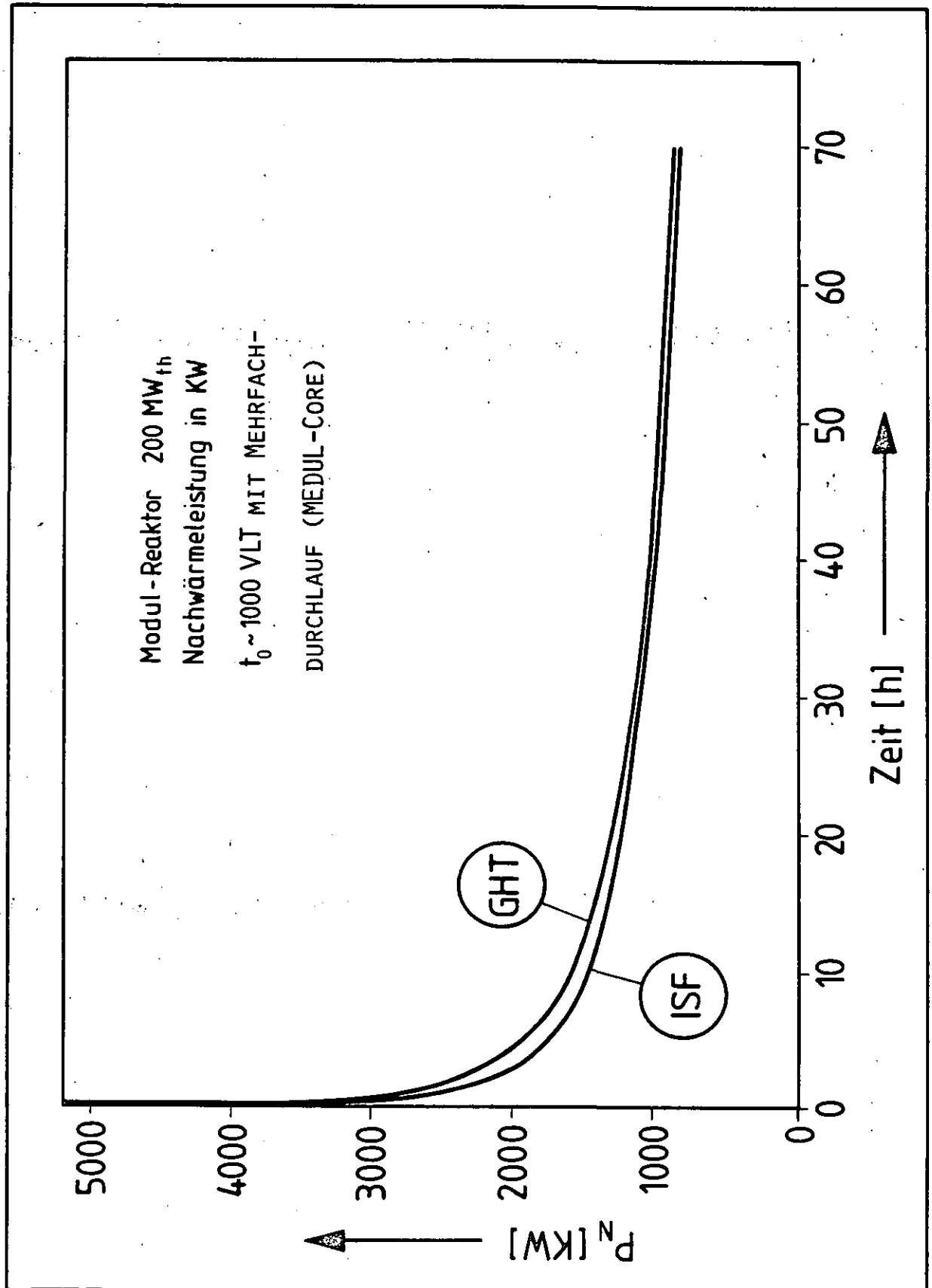


Abb. 6: Verlauf der Nachwärmeleistung beim MODUL-HTR

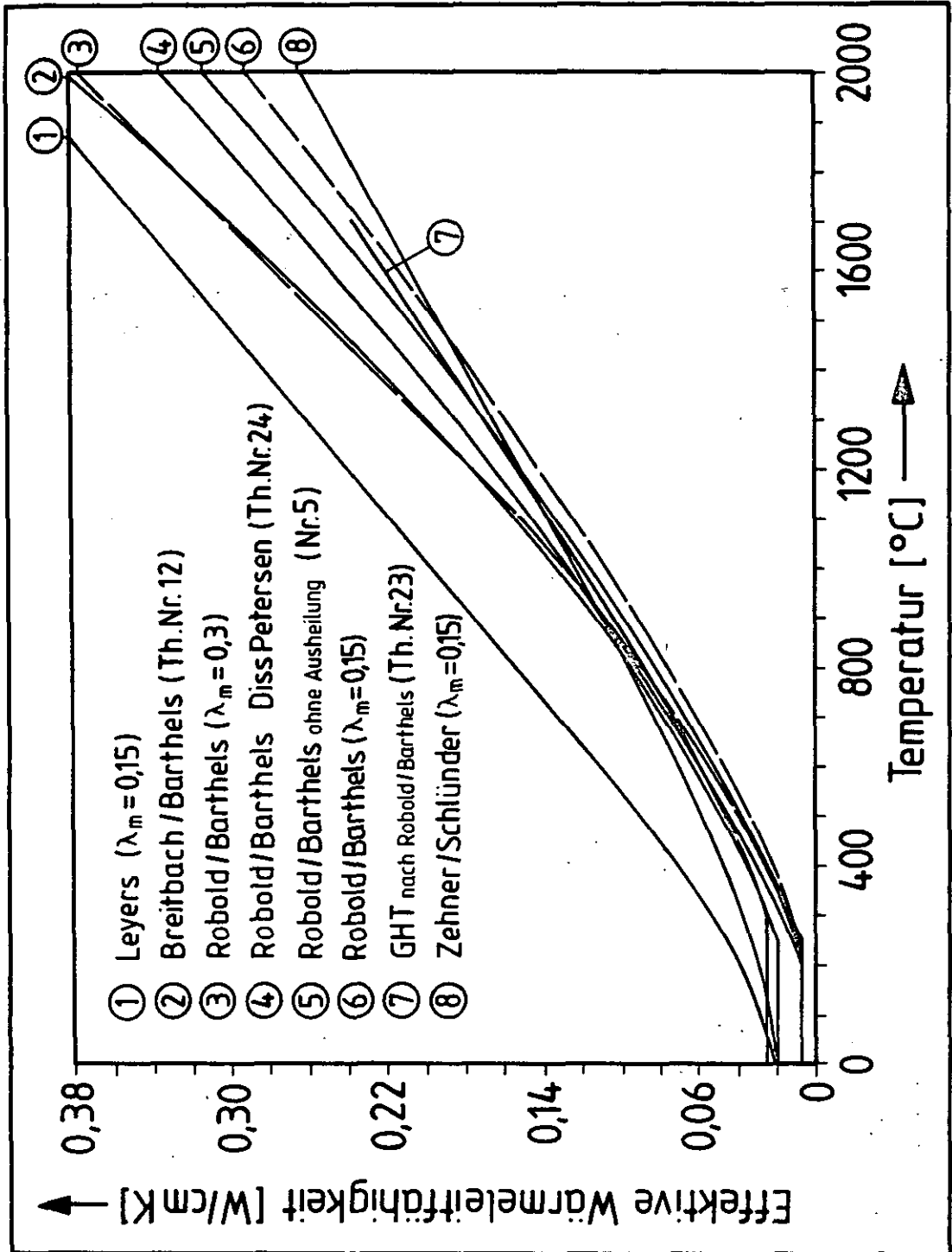


Abb. 7: Effektive Wärmeleitfähigkeiten in der Kugelschüttung

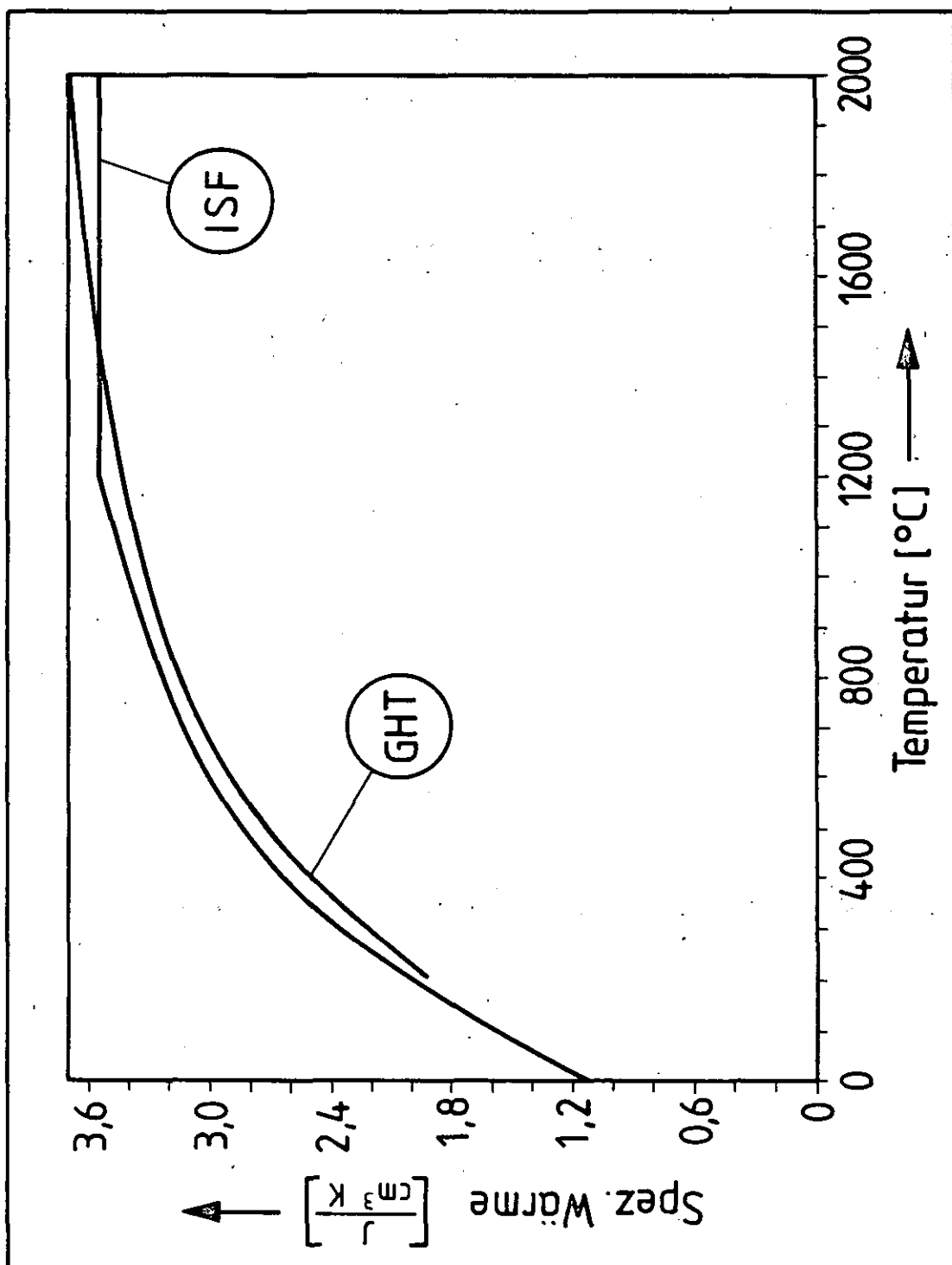


Abb. 8: Spezifische Wärmekapazität für Matrixgraphit

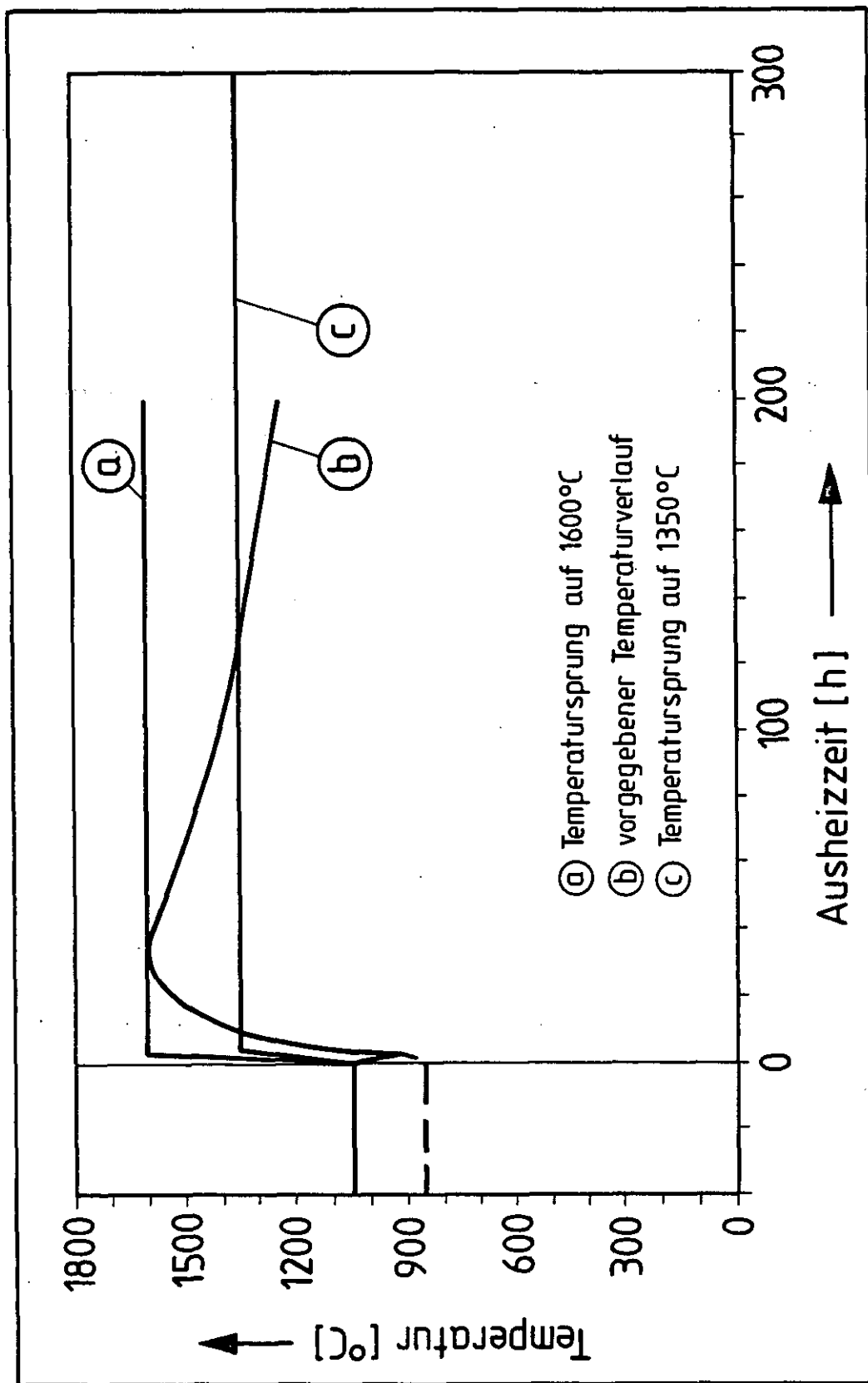


Abb. 9: Temperaturverläufe für die Freisetzungsberechnungen aus dem Brennelement
aus dem Datensatz der Ausgangsrechnung (—) und Zusatzrechnung (- -)

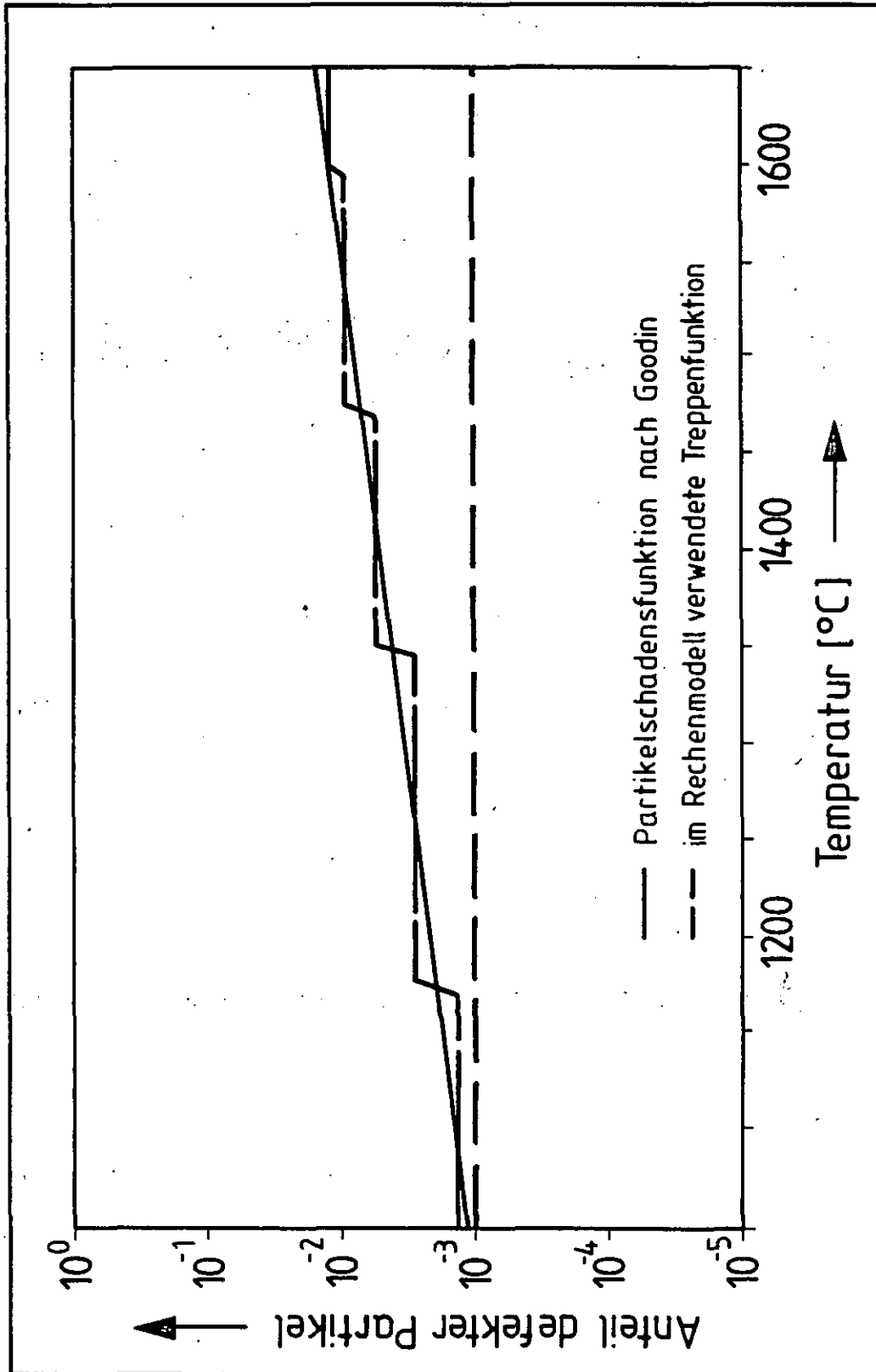


Abb. 10: Anteil defekter Partikel als Funktion der Temperatur
aus dem Datensatz der Ausgangsrechnung (—) und Zusatzrechnung (- -)

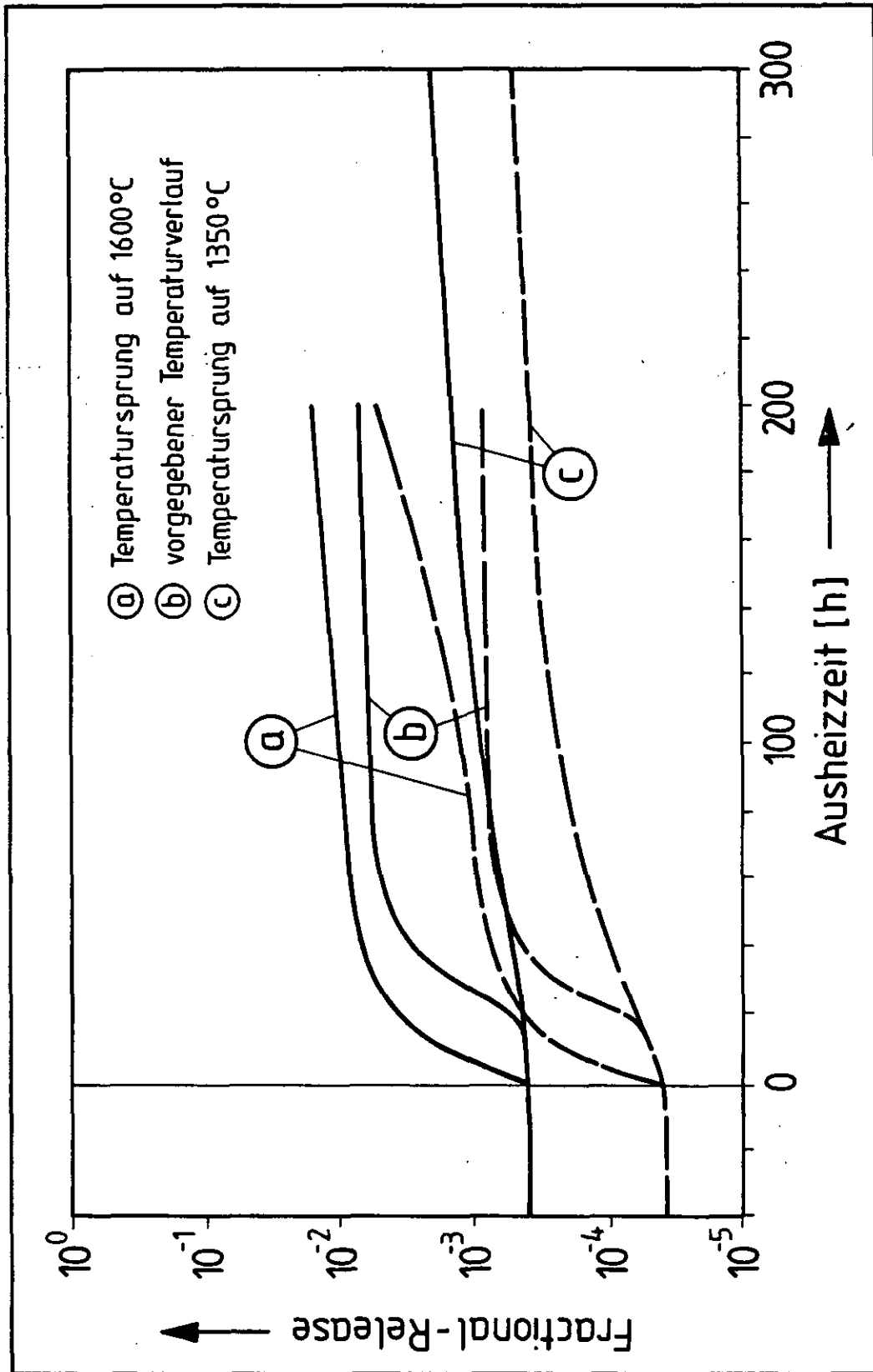


Abb. 11: Kumulierte Freisetzung von Cs-137 aus dem Brennelement
mit Datensatz der Ausgangsrechnung (—) und Zusatzrechnung (- -)

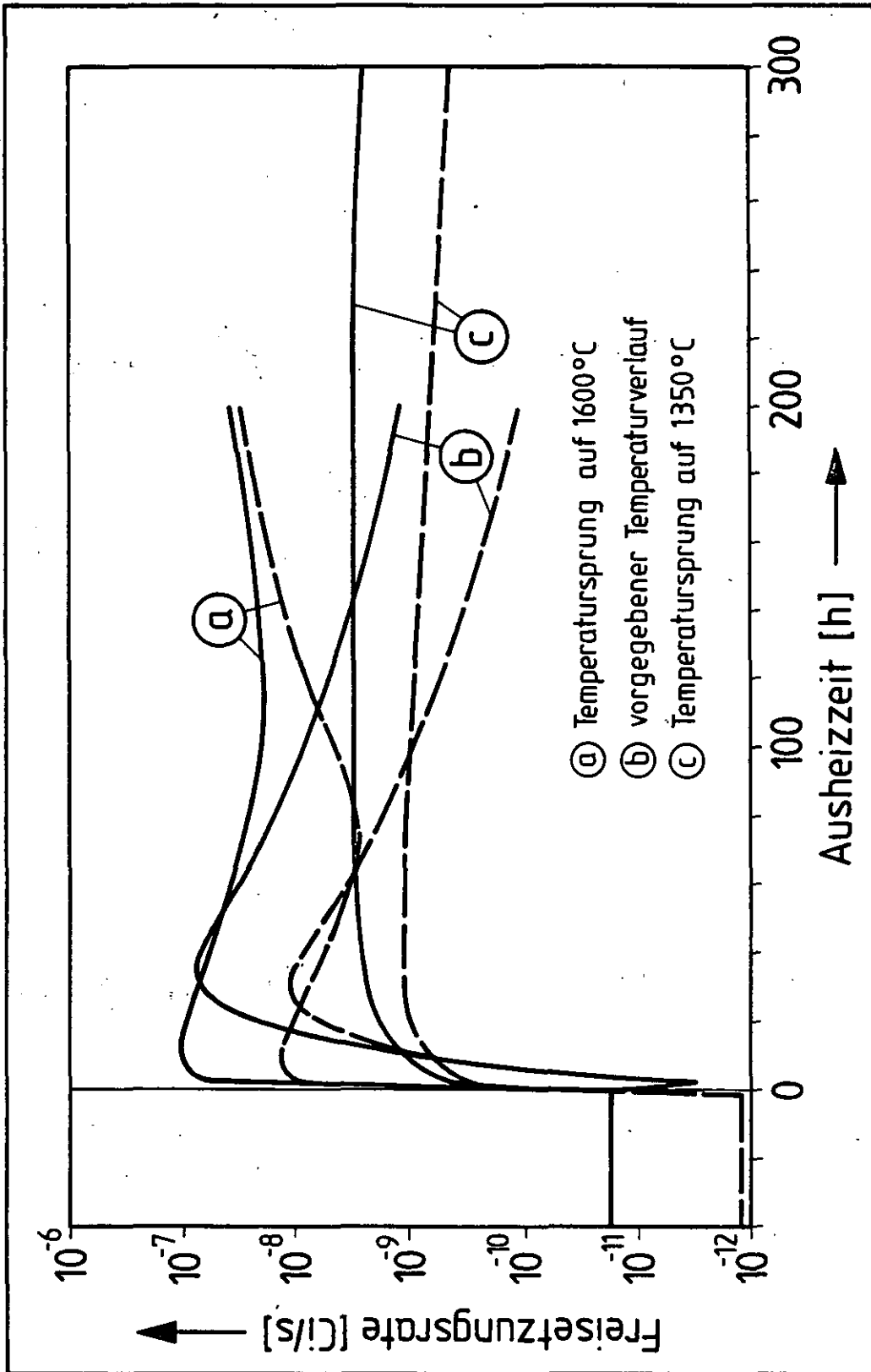


Abb. 12: Freisetzungsrates von Cs-137 aus dem Brennelement (bezogen auf ein Gesamtinventar von 2 Ci) mit Datensatz der Ausgangsberechnung (—) und Zusatzrechnung (---)

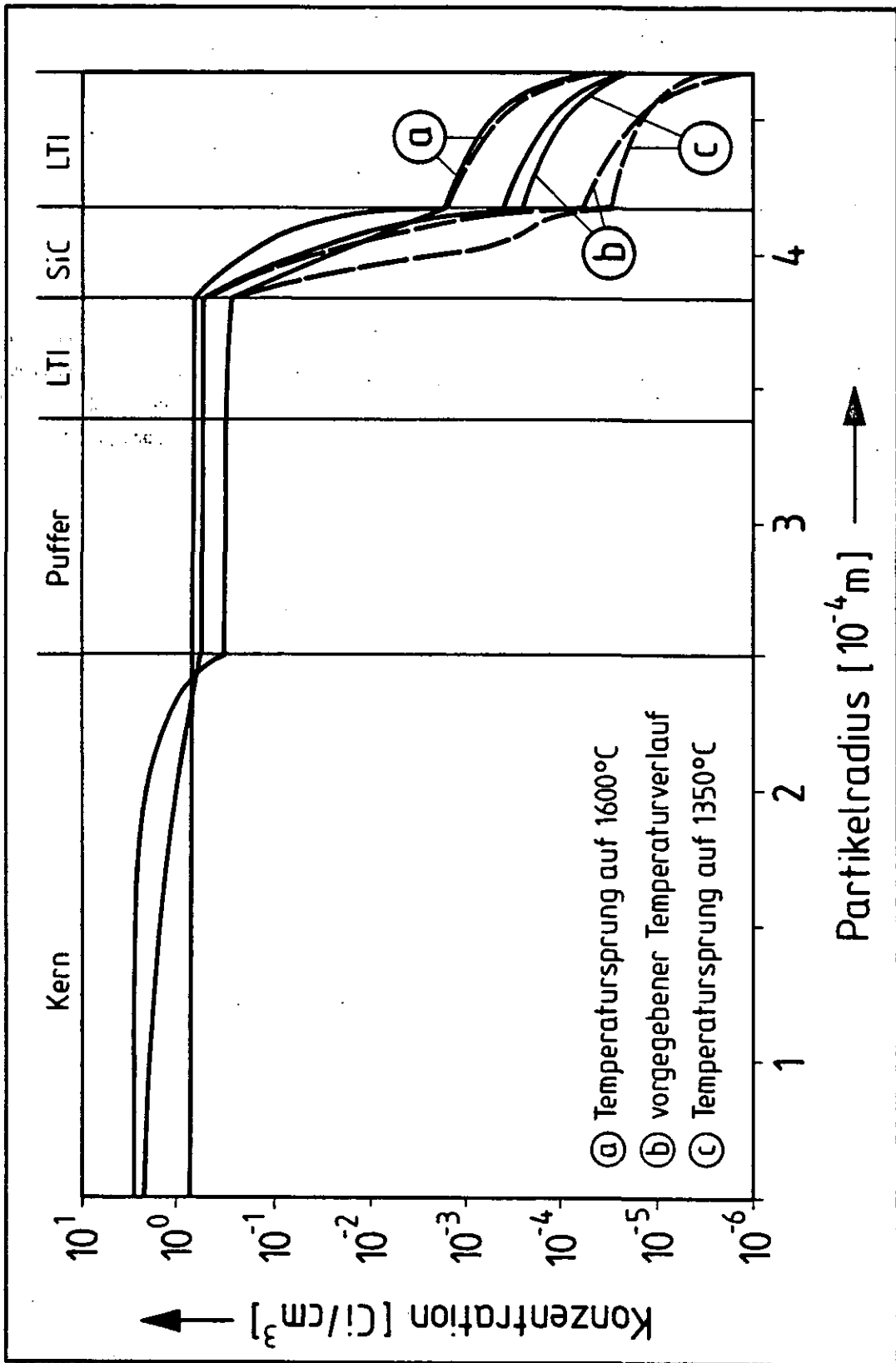


Abb. 13: Konzentrationsprofil von Cs-137 im Brennelement (bezogen auf ein Gesamtinventar von 2 Ci) mit Datensatz der Ausgangsrechnung (—) und Zusatzrechnung (- -)

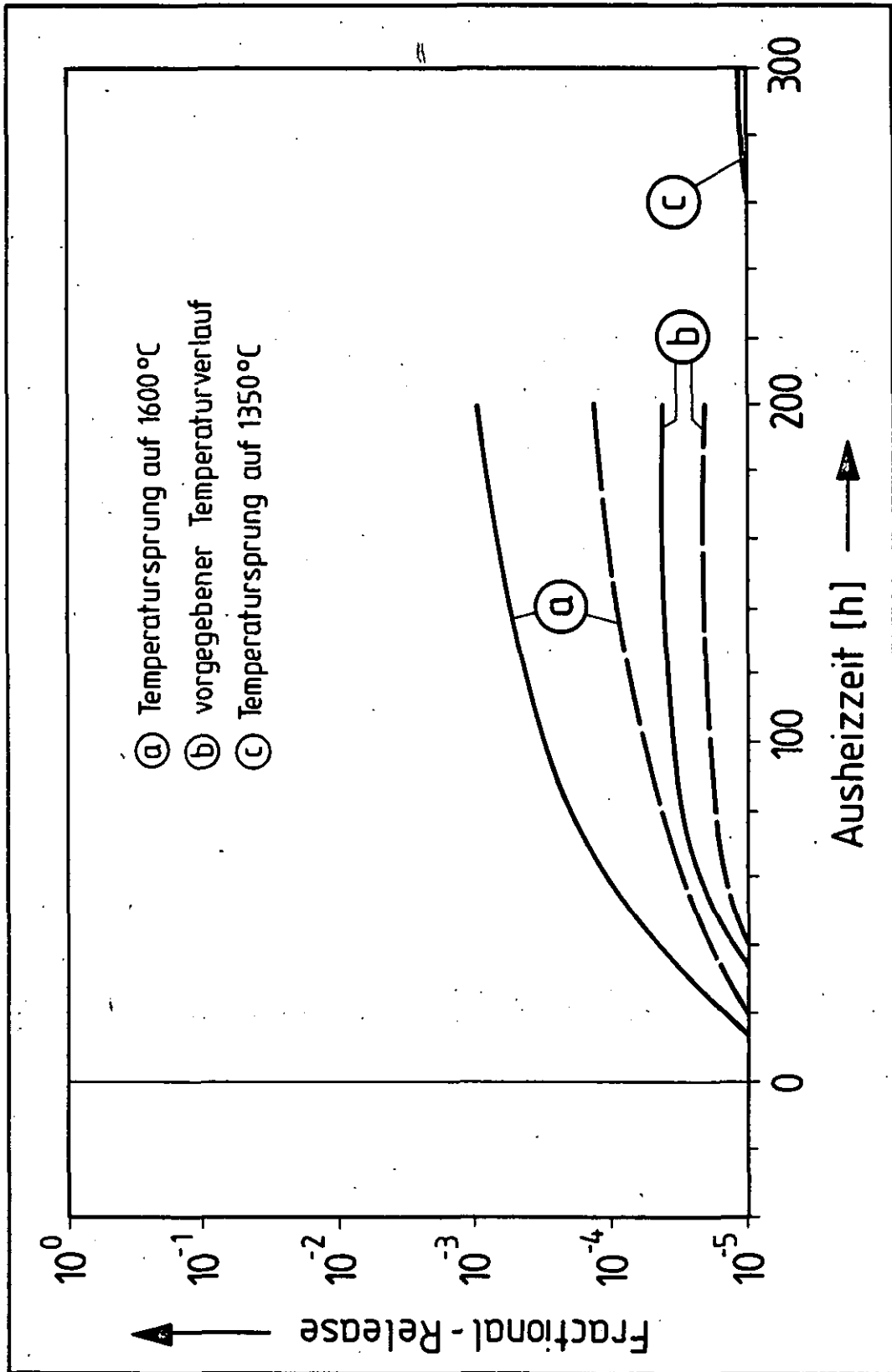


Abb. 14: Kumulierte Freisetzung von Sr-90 aus dem Brennelement mit Datensatz der Ausgangsrechnung (—) und Zusatzrechnung (- -)

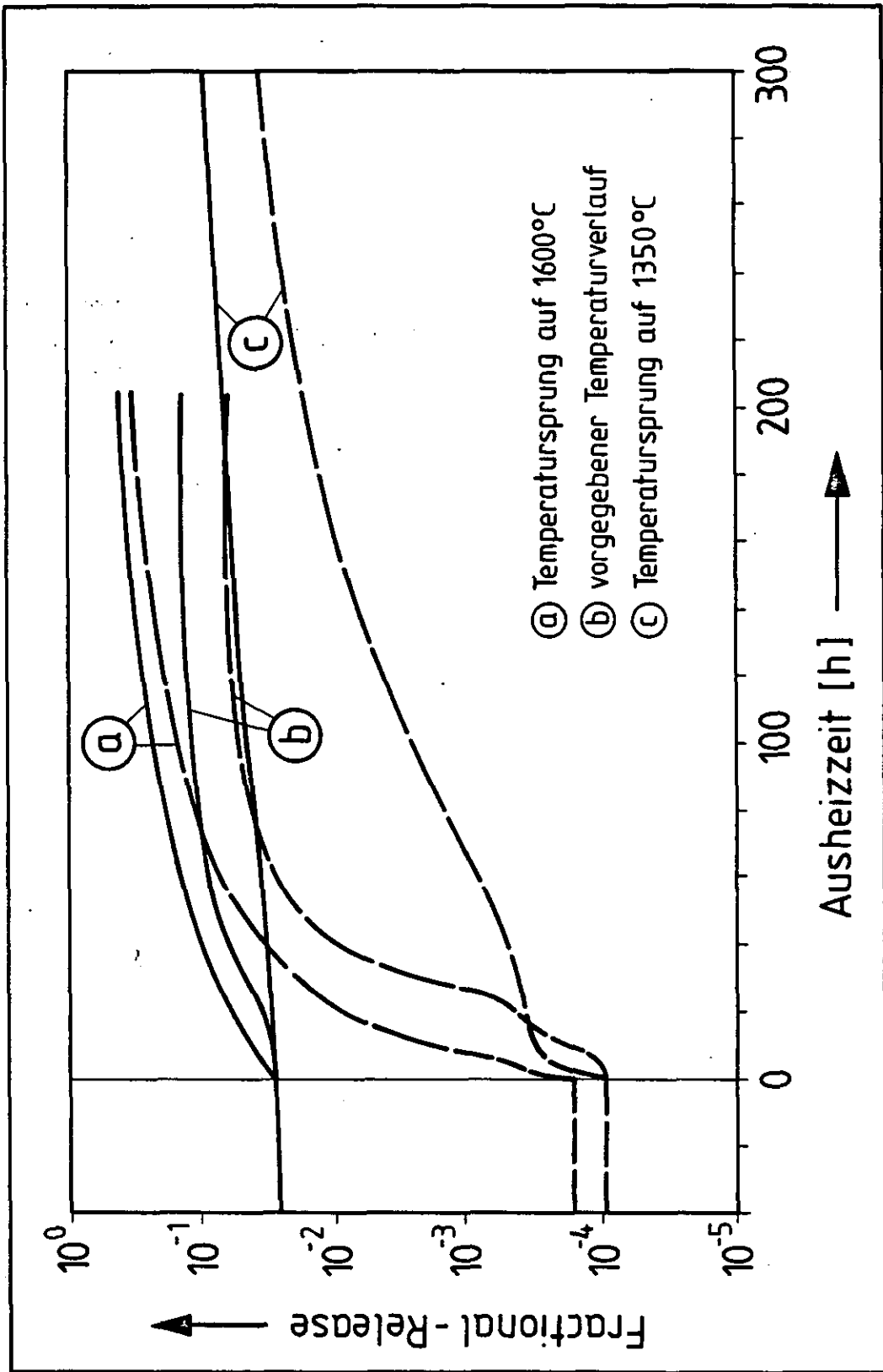


Abb. 15: Kumulierte Freisetzung von Ag-110m aus dem Brennelement
mit Datensatz der Ausgangsrechnung (—) und Zusatzrechnung (- -)

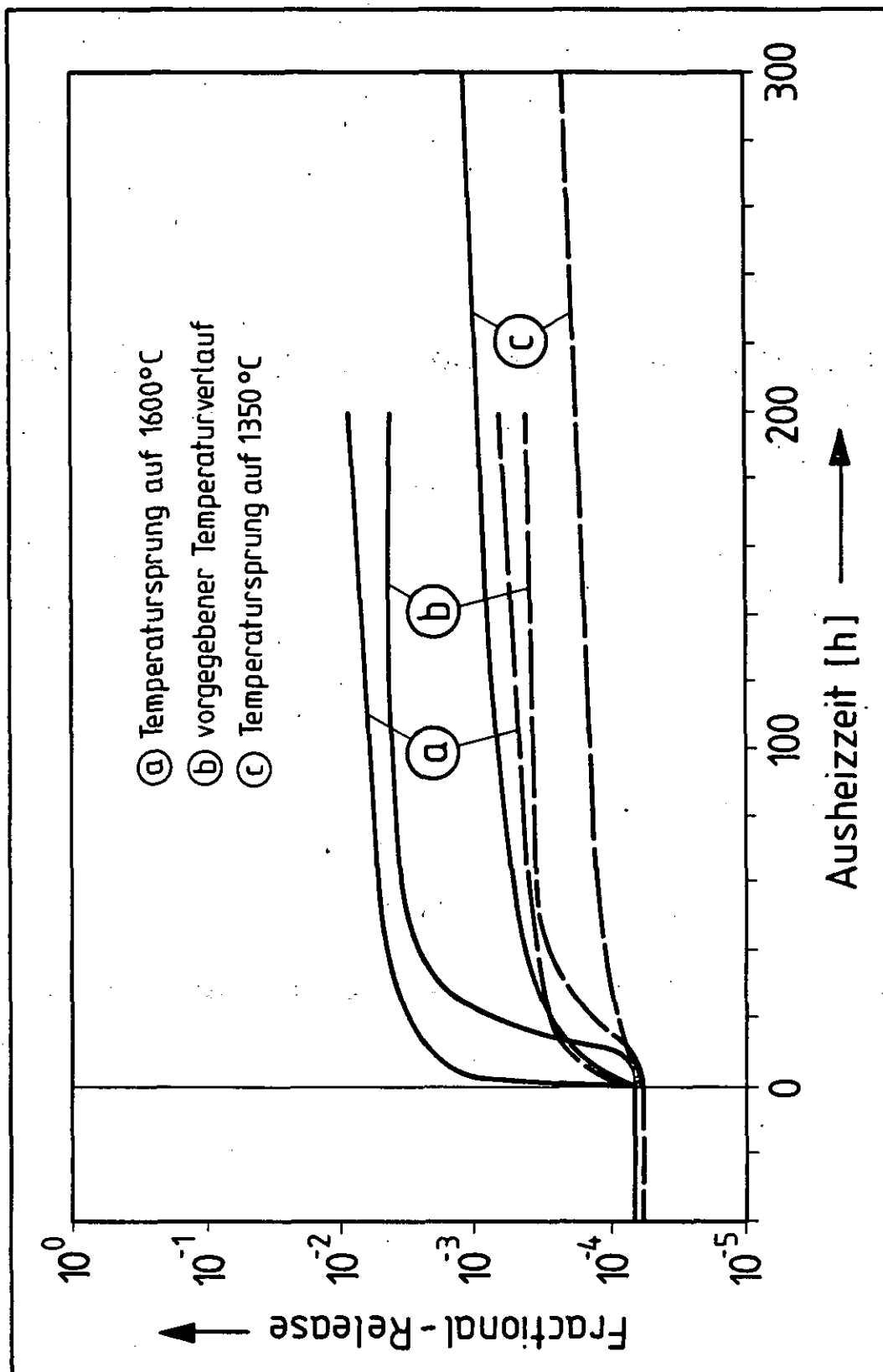


Abb. 16: Kumulierte Freisetzung von J-131 aus dem Brennelement
 mit Datensatz der Ausgangsrechnung (—) und Zusatzrechnung (- -)

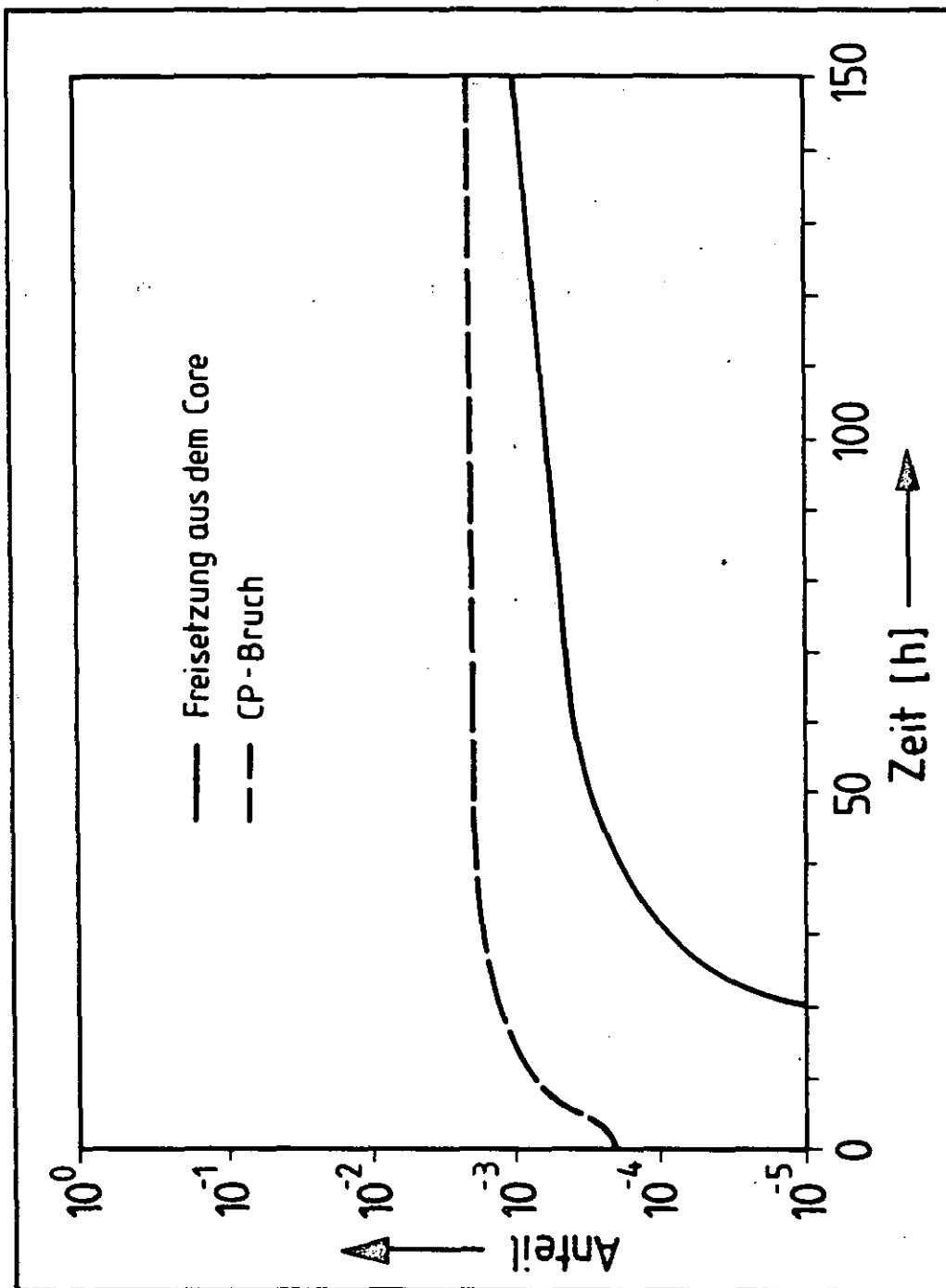


Abb. 17: Kumulierte Freisetzung von Cs-137 aus der gesamten Kugelschüttung des HTR-Modul ohne Berücksichtigung von Adsorption am Graphit

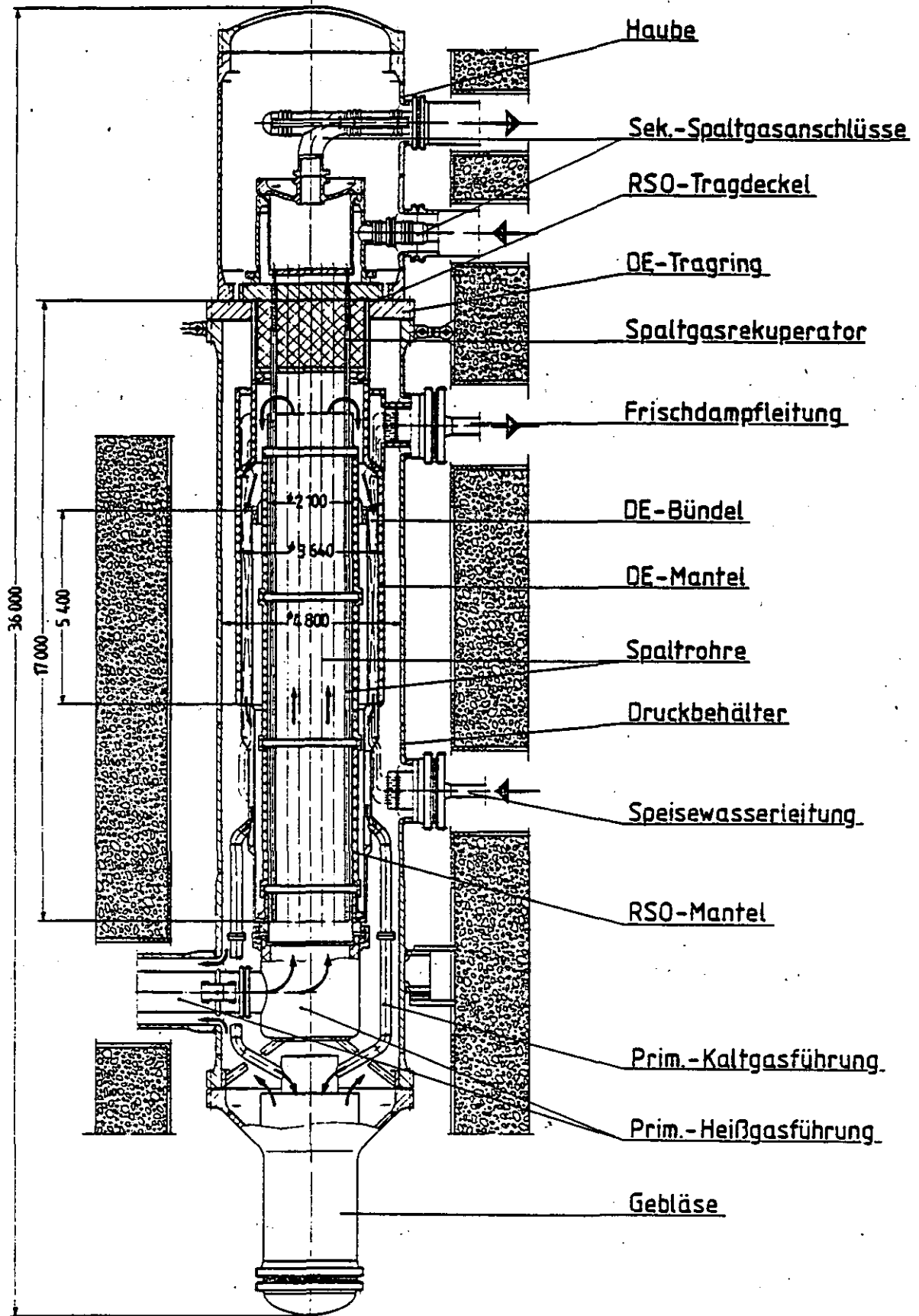


Abb. 18: Schematische Darstellung des Röhrenspaltofens mit integriertem Dampferzeuger /1/

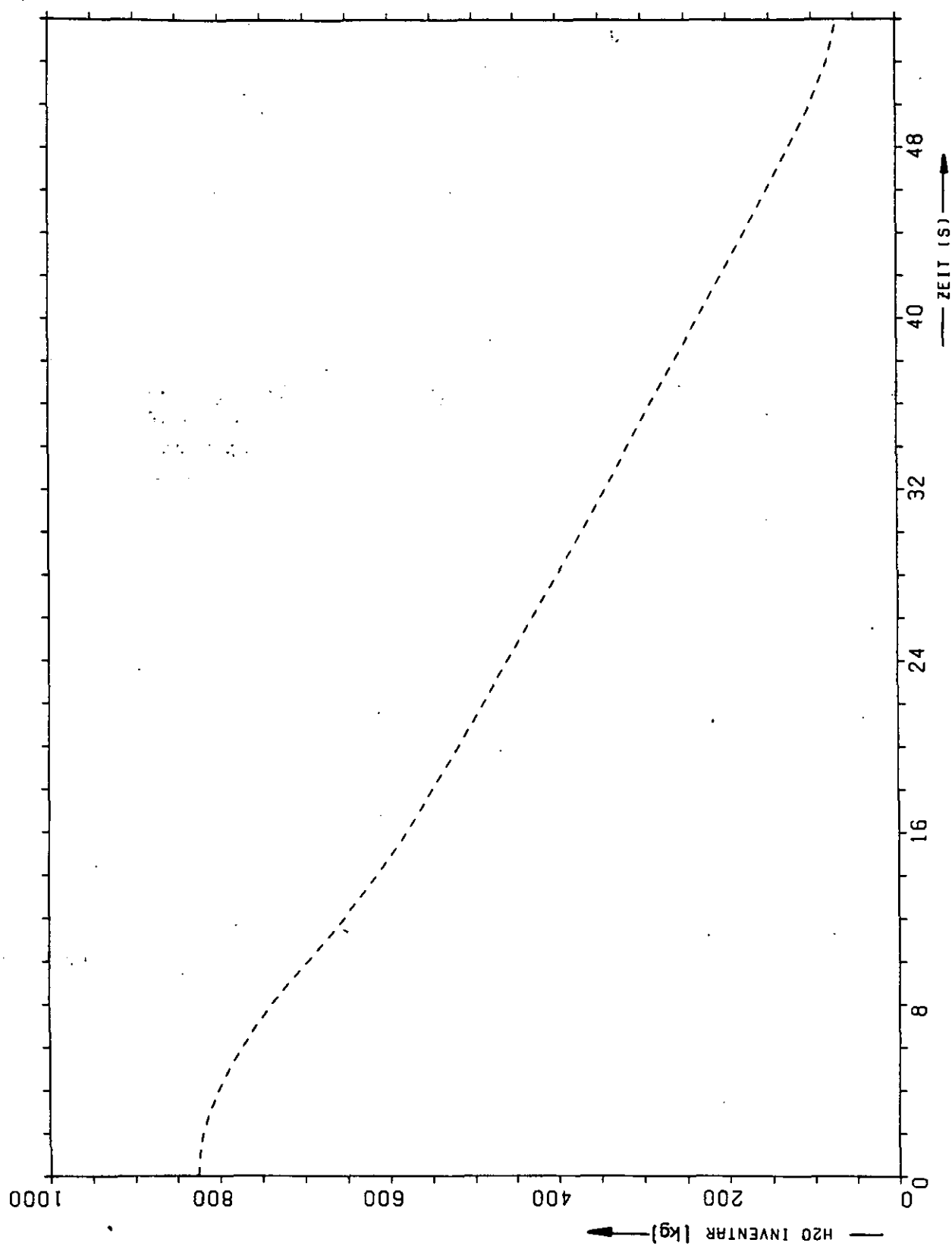


Abb. 19: H₂O-Inventar im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 10 s und konstanter Beheizung (Fall 1)

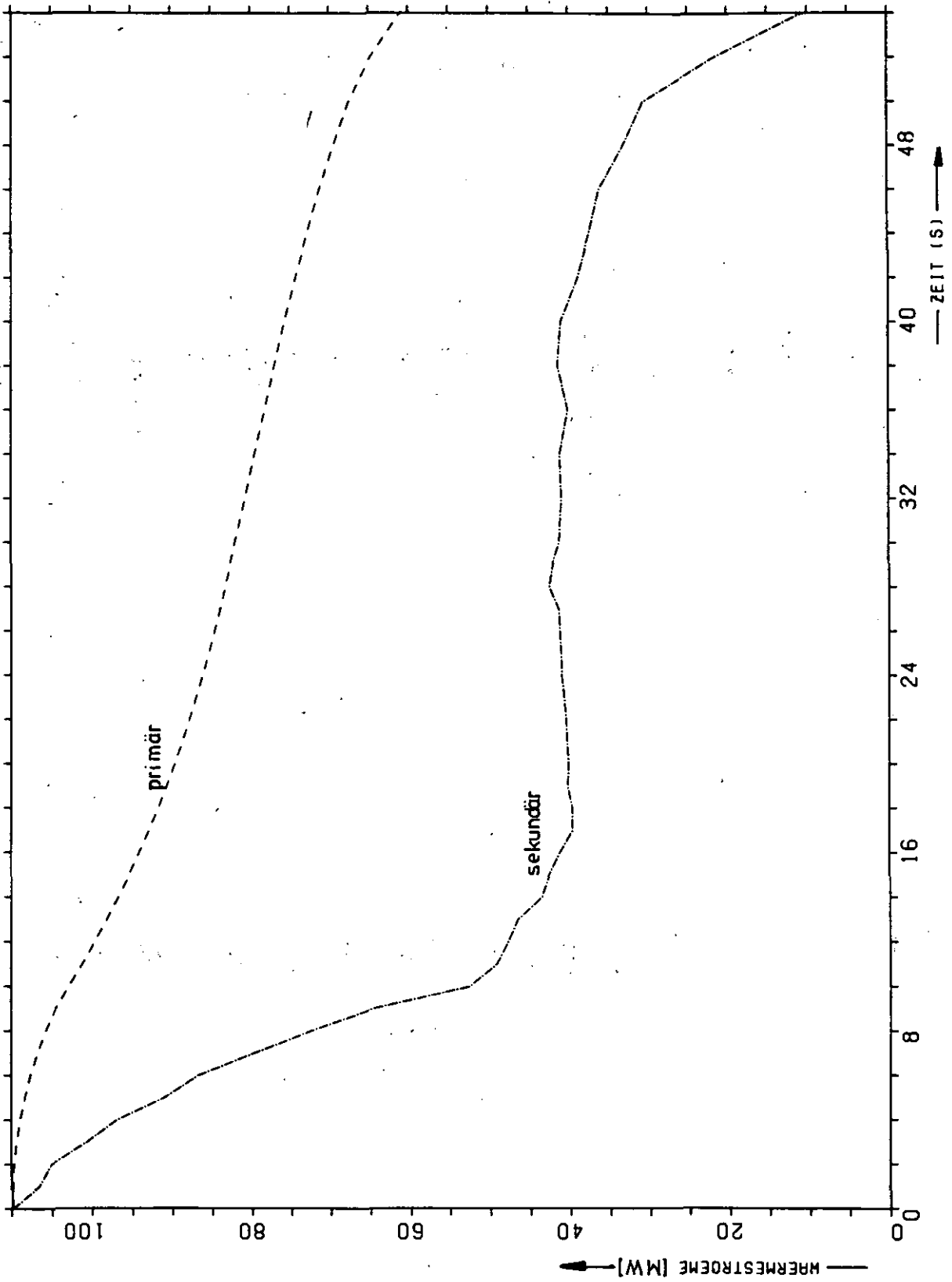


Abb. 20: Gesamtwärmeströme der Primär- und Sekundärseite des Dampferzeugers bei Ausfall der Beheizung innerhalb von 10 s und konstanter Beheizung (Fall 1)

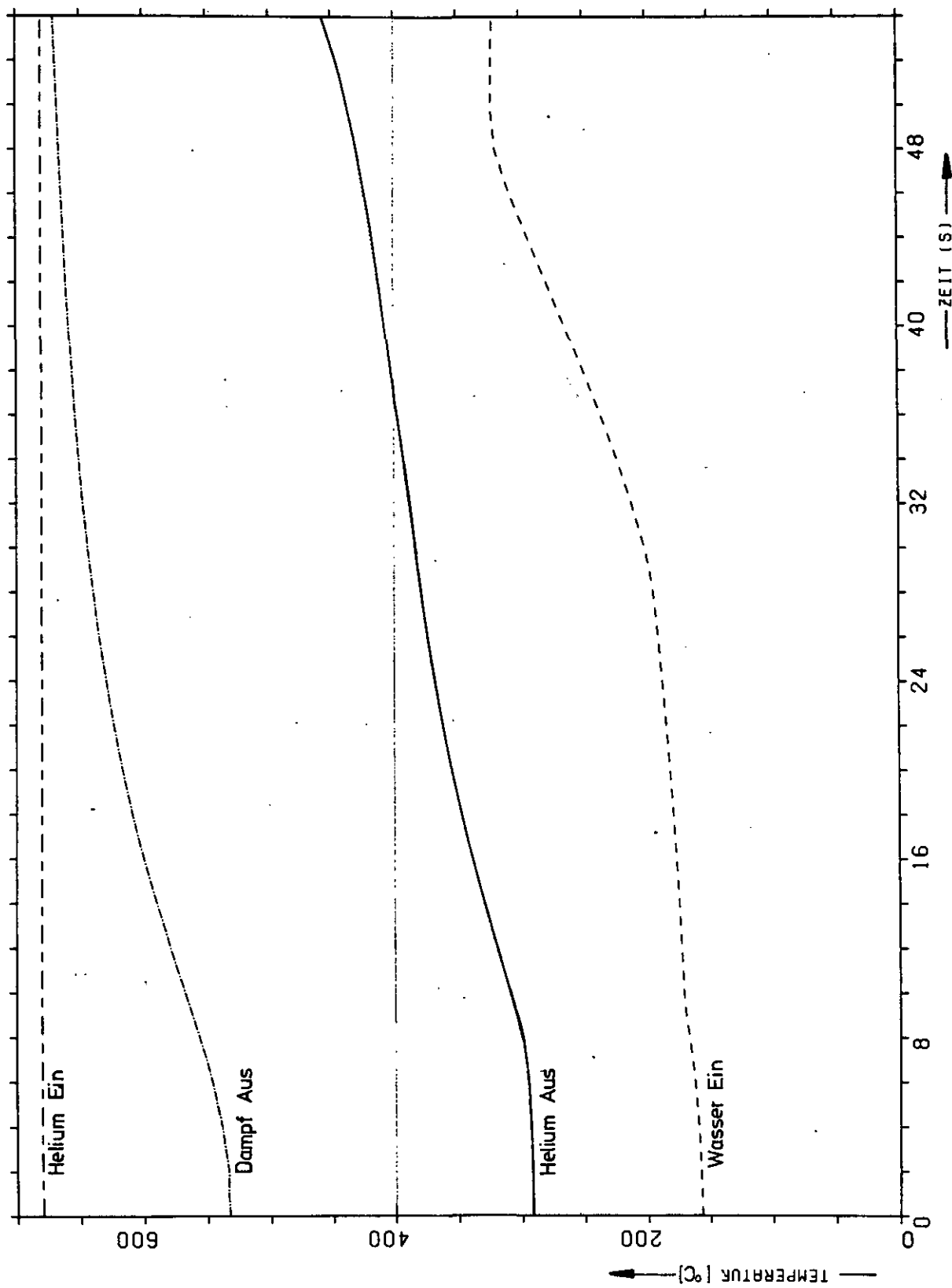


Abb. 21: Primär- und sekundärseitige Ein- und Austrittstemperatur bei Ausfall der Beheizung innerhalb von 10 s und konstanter Beheizung (Fall 1)

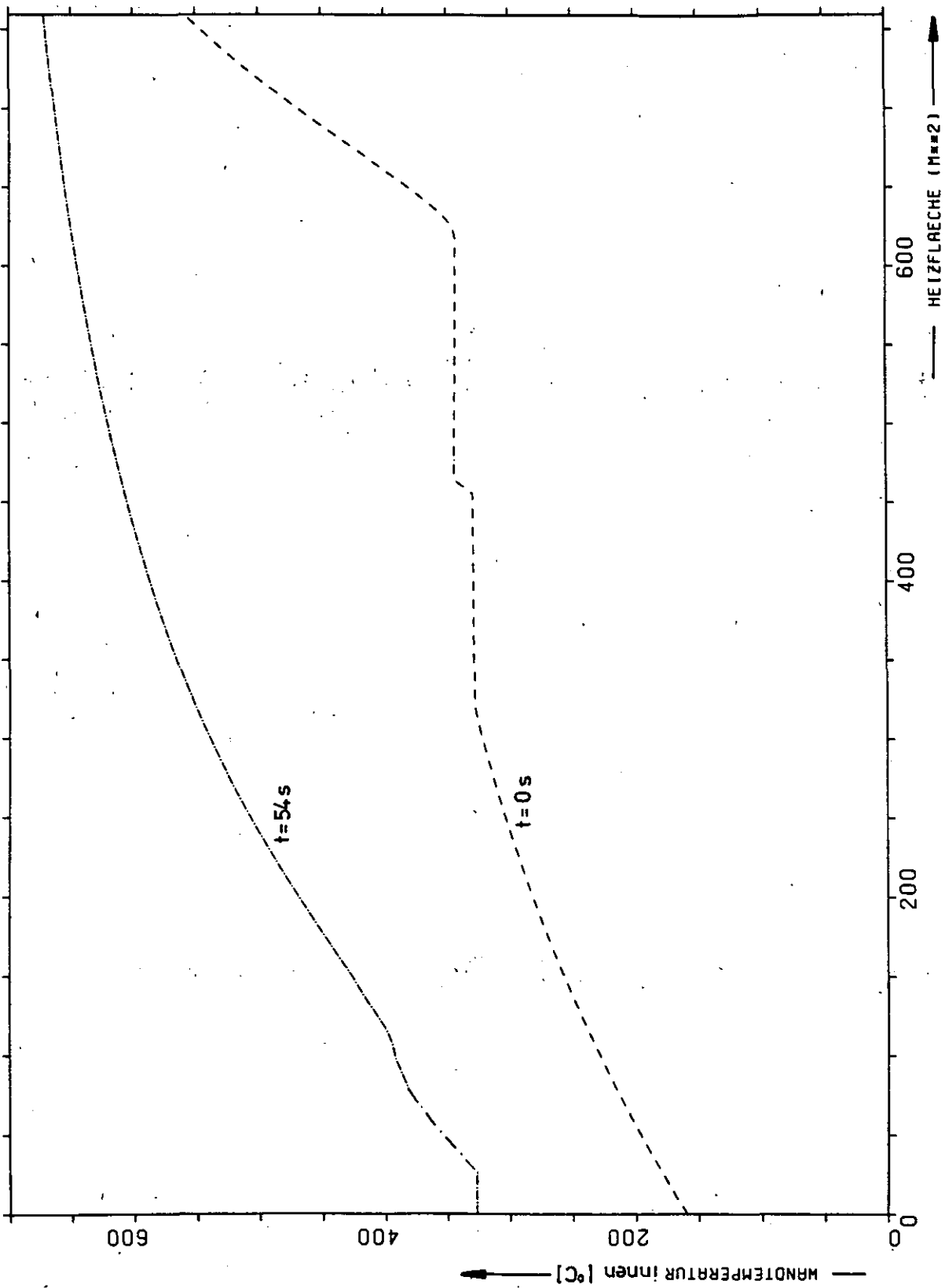


Abb. 22: Rohrwandtemperaturen auf der Wasserseite bei Normalbetrieb und nach dem Ausdampfen bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 10 s und konstanter Beheizung (Fall 1)

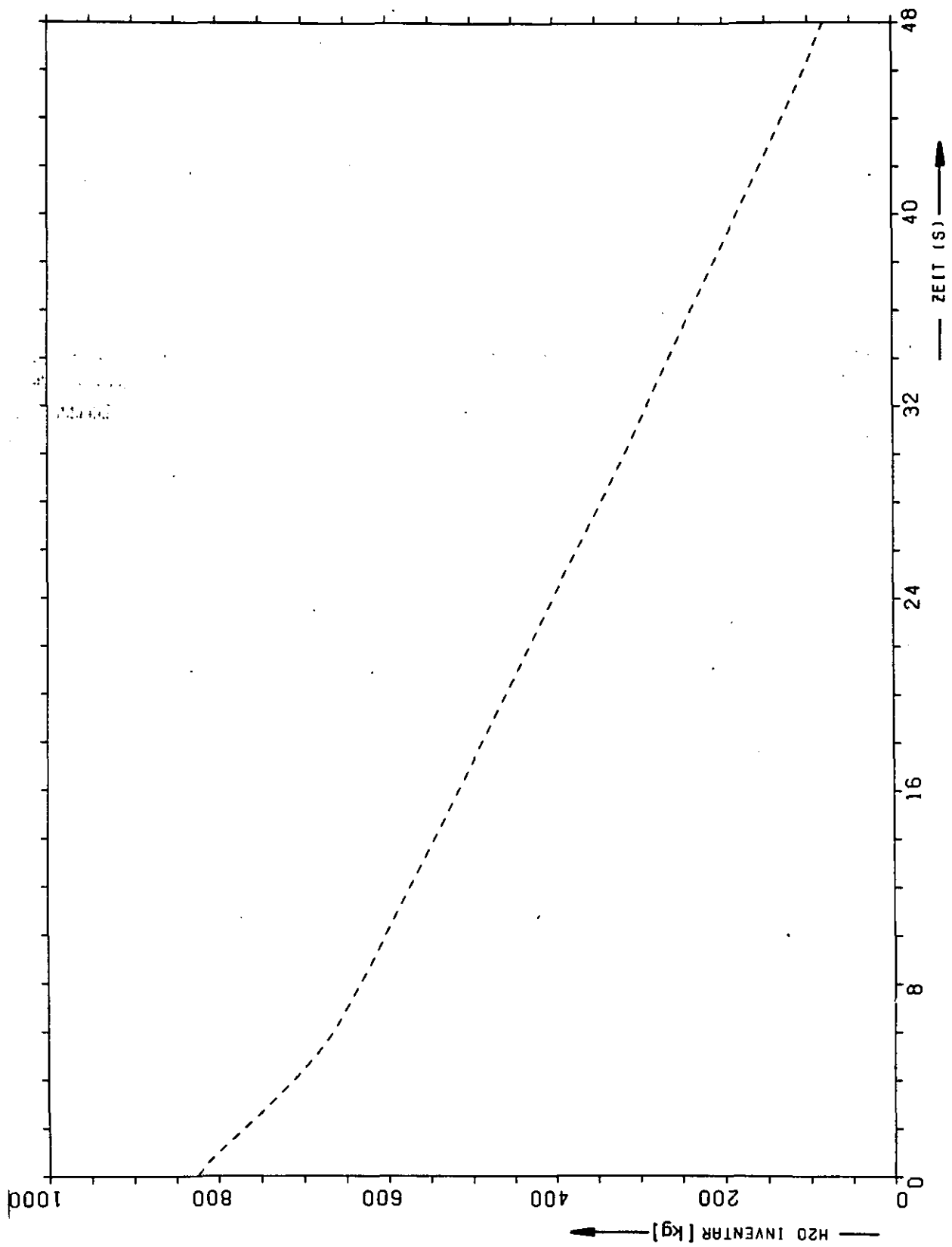


Abb. 23: H₂O-Inventar im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und konstanter Beheizung (Fall 2)

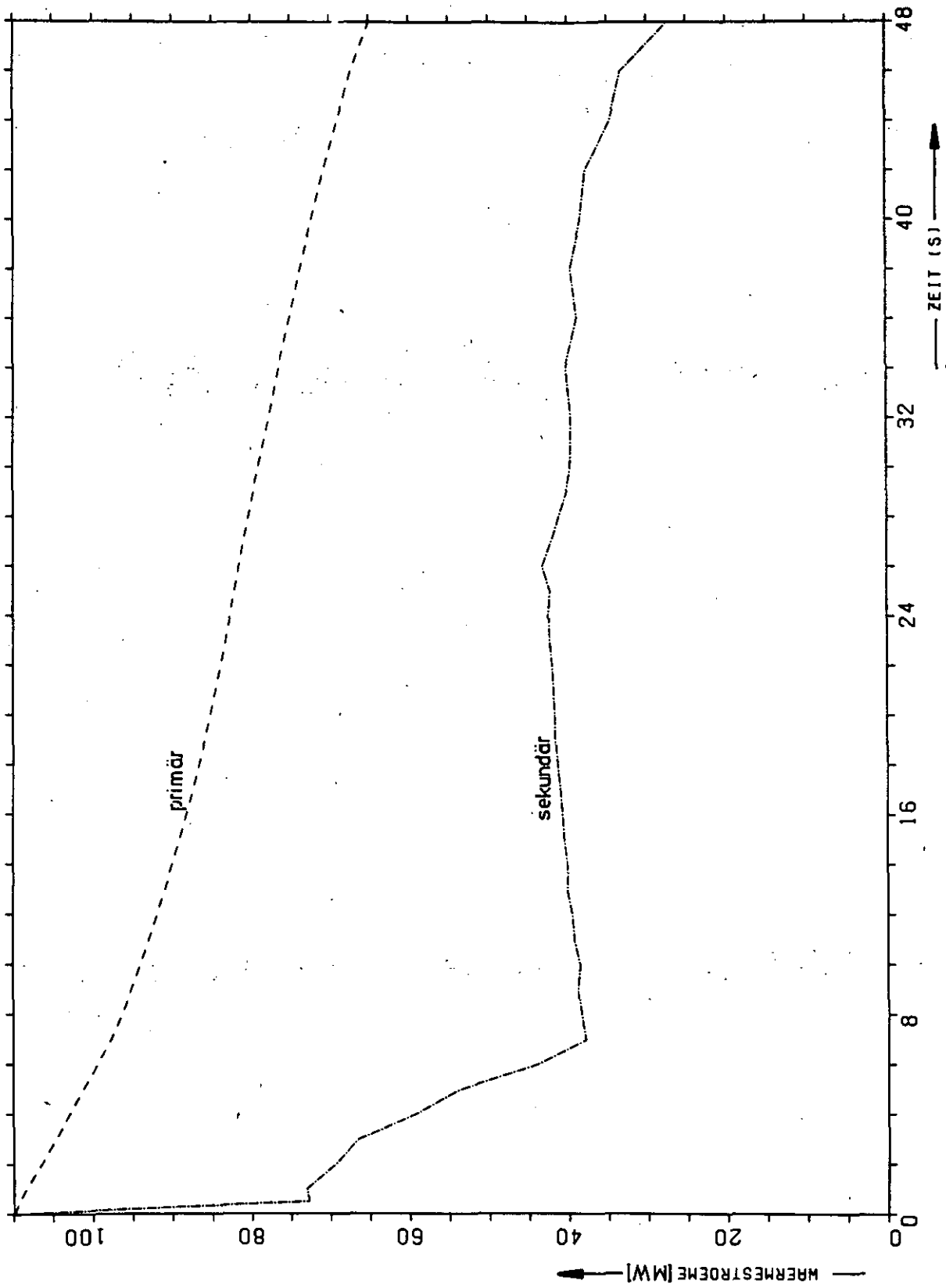


Abb. 24: Gesamtwärmeströme der Primär- und Sekundärseite des Dampferzeugers bei Ausfall der Beheizung innerhalb von 0,5 s und konstanter Beheizung (Fall 2)

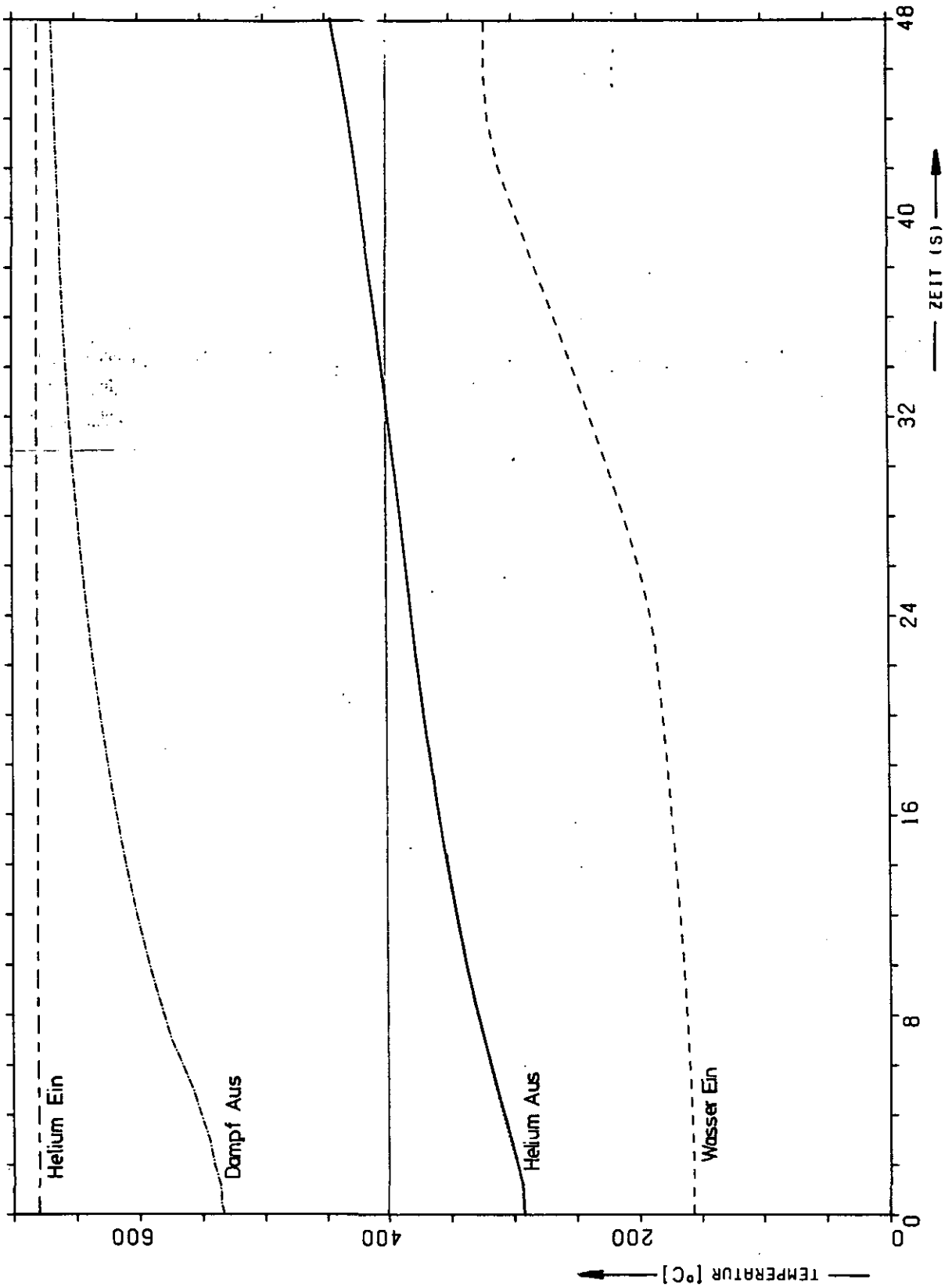


Abb. 25: Primär- und sekundärseitige Ein- und Austrittstemperaturen bei Ausfall der Beheizung innerhalb von 0,5 s und konstanter Beheizung (Fall 2)

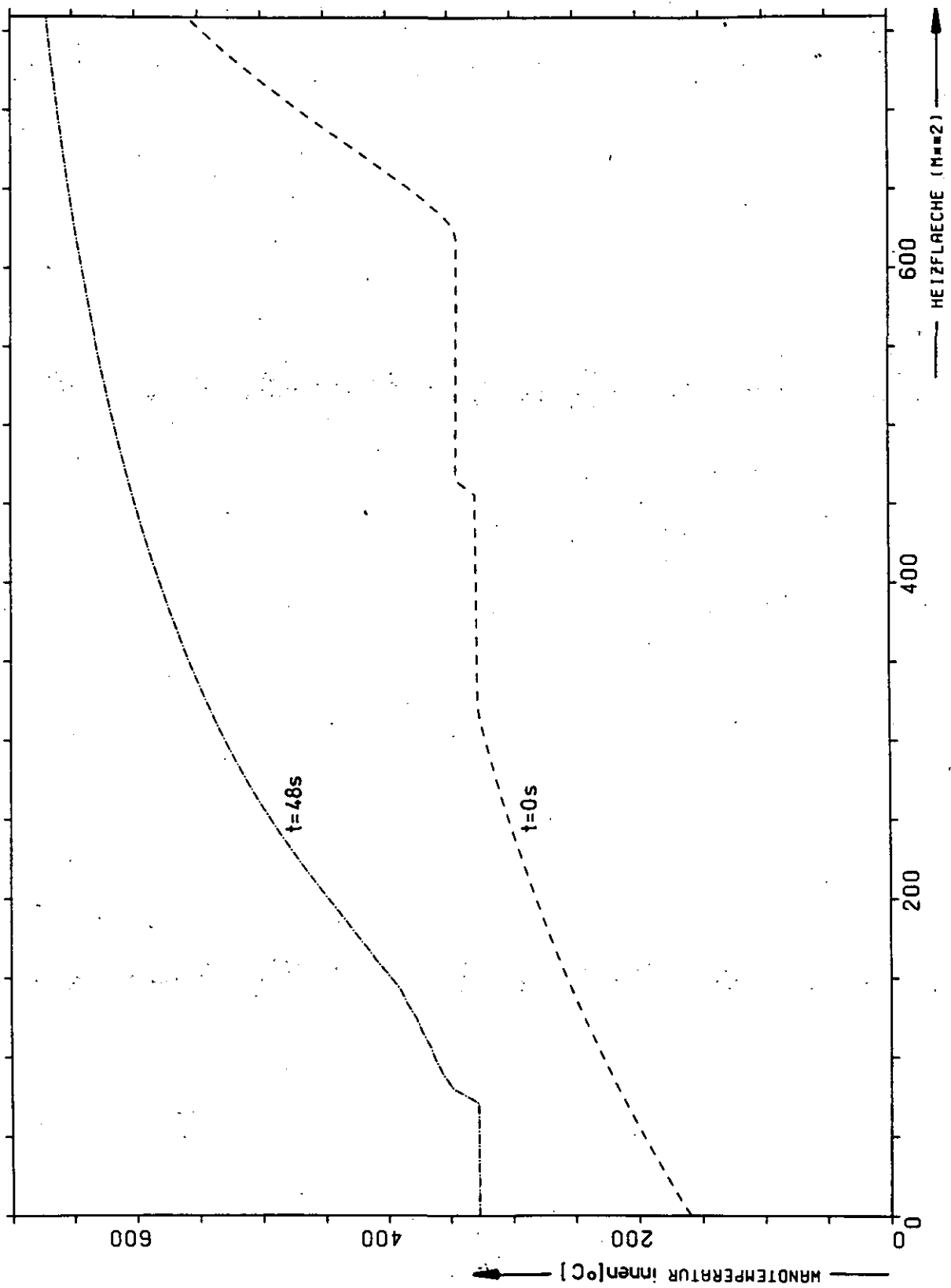


Abb. 26: Rohrwandtemperaturen auf der Wasserseite bei Normalbetrieb und nach dem Ausdampfen des Dampfzeu-
gers bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und konstanter Beheizung (Fall 2)

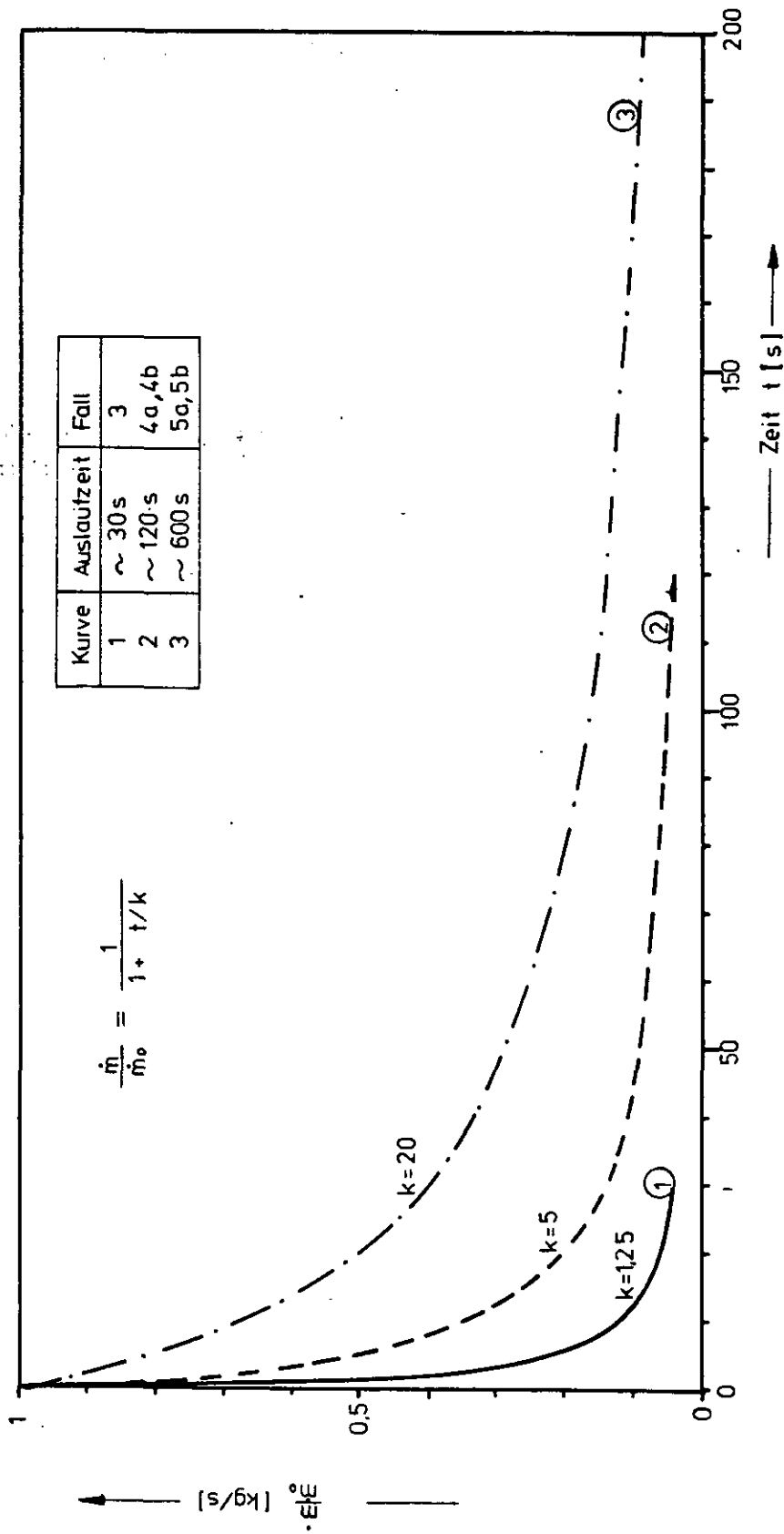


Abb. 27: Relativer Gasmassenstromverlauf im Dampferzeuger bei verschiedenen Gebläseauslaufkurven für die Fälle 3, 4 und 5

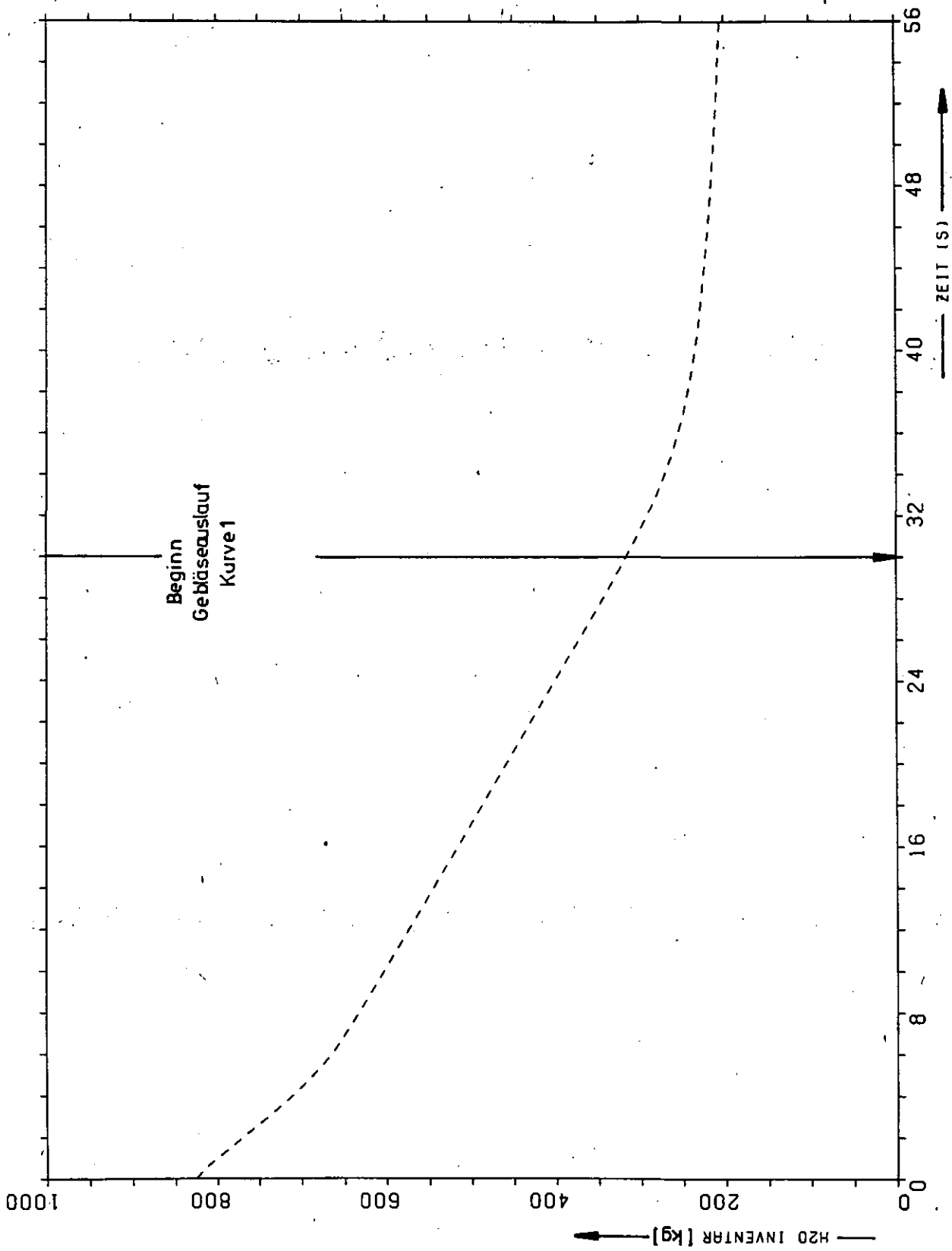


Abb. 28: H₂O-Inventar im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s mit Auslaufkurve 1 (Fall 3)

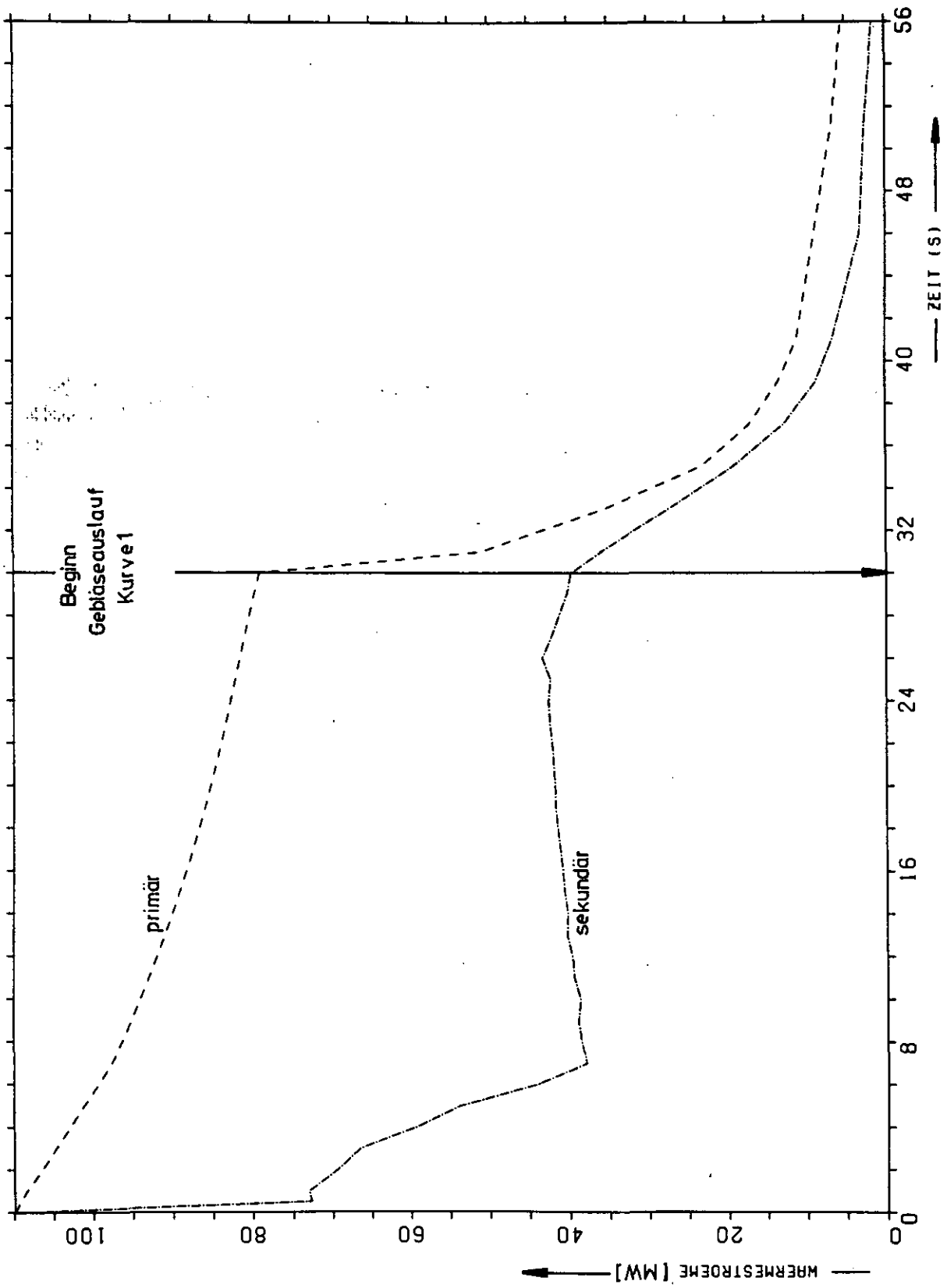


Abb. 29: Gesamtwärmeströme der Primär- und Sekundärseite des Dampferzeugers bei Ausfall der Be-
speisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s mit Auslaufkurve 1 (Fall 3)

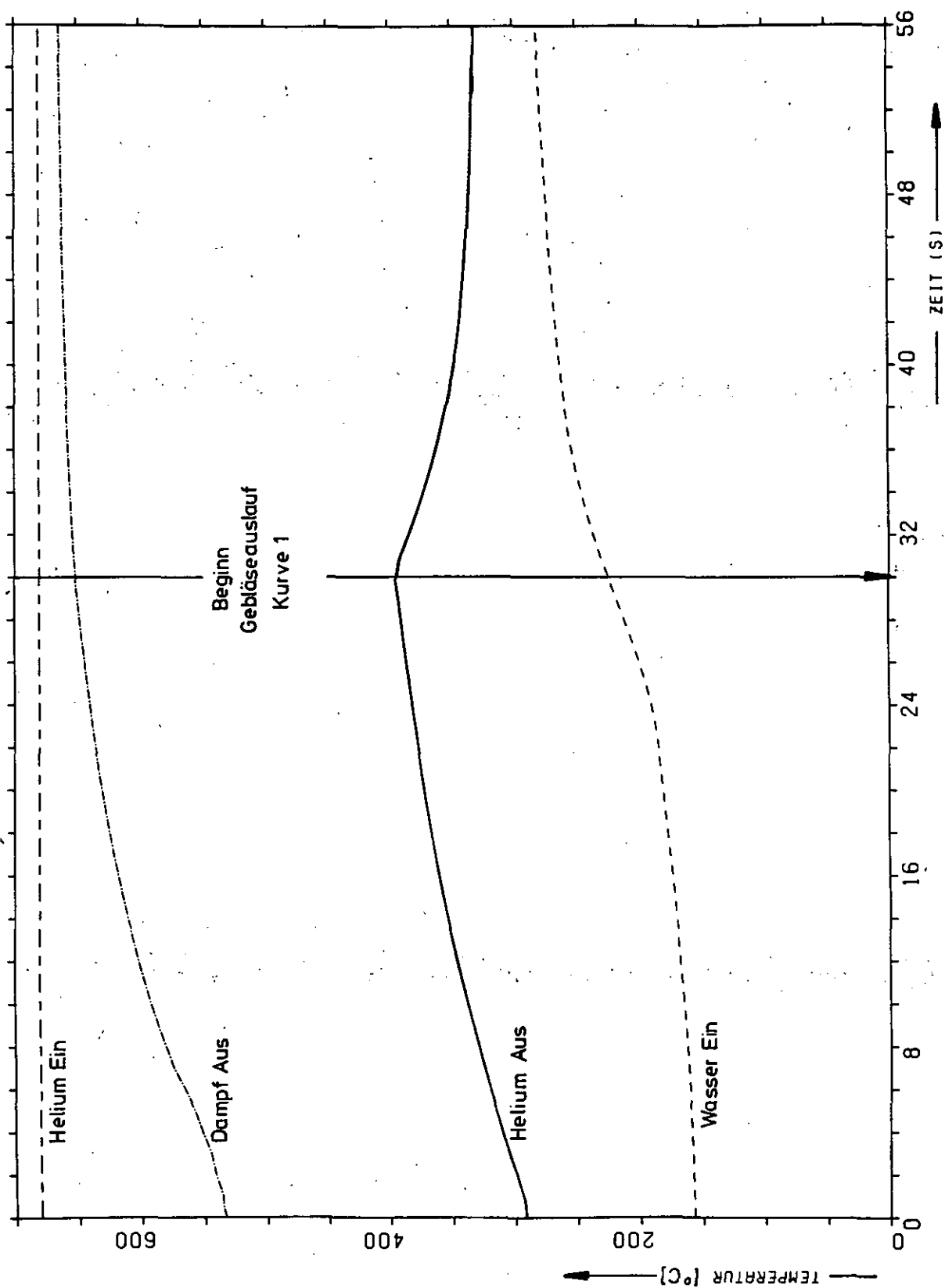


Abb. 30: Primär- und sekundärseitige Ein- und Austrittstemperaturen bei Auffall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s mit Auslaufkurve 1 (Fall 3)

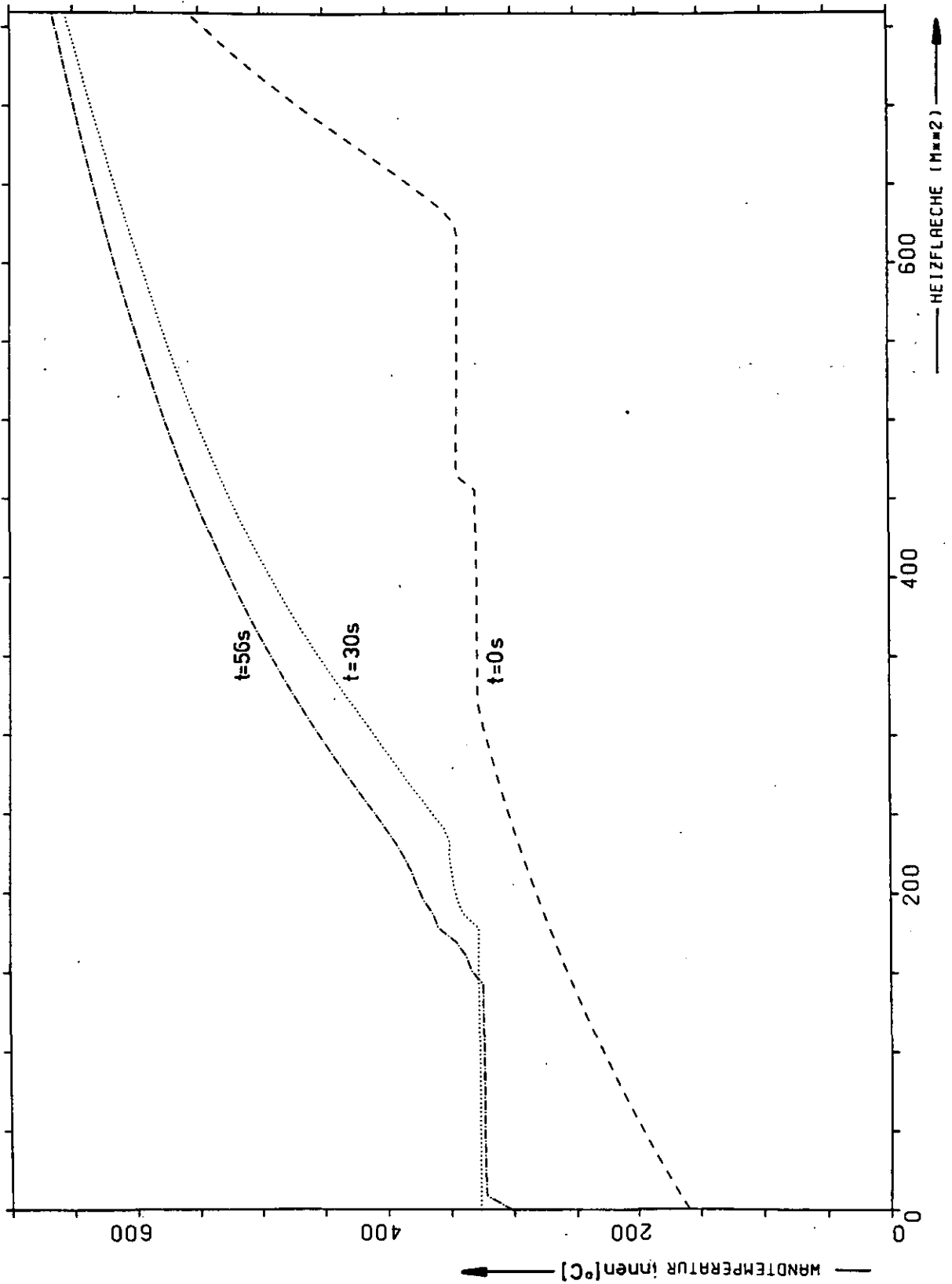


Abb. 31: Rohrwandtemperaturen auf der Wasserseite bei Normalbetrieb zu Beginn des Gebläseauslaufs (30 s) und nach 56 s bei Ausfall der Bespeisung des Dampferzeugers innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s mit Auslaufkurve 1 (Fall 3)

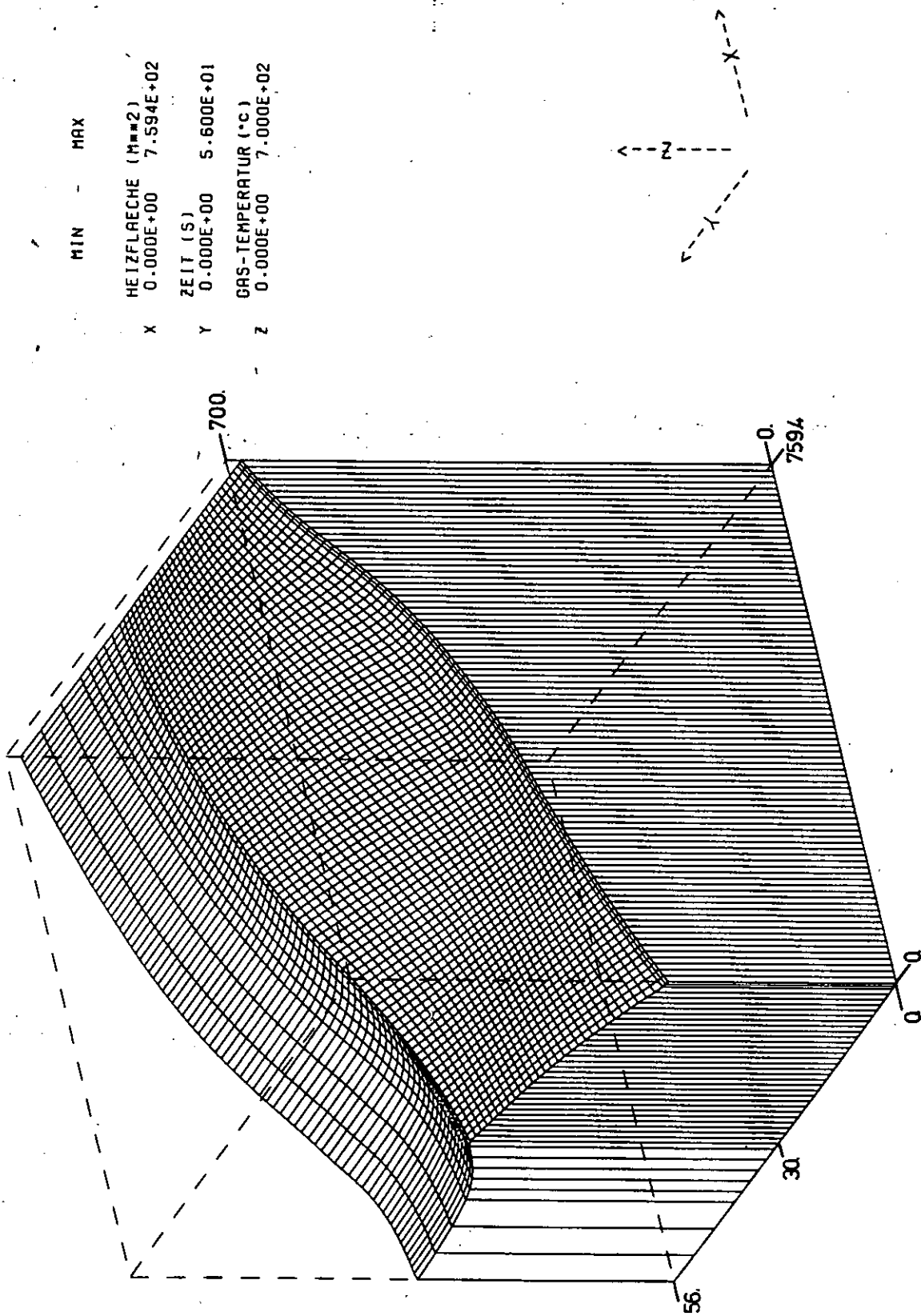


Abb. 32: Zeitlicher Verlauf des Gastemperaturprofils im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s mit Auslaufkurve 1 (Fall 3)

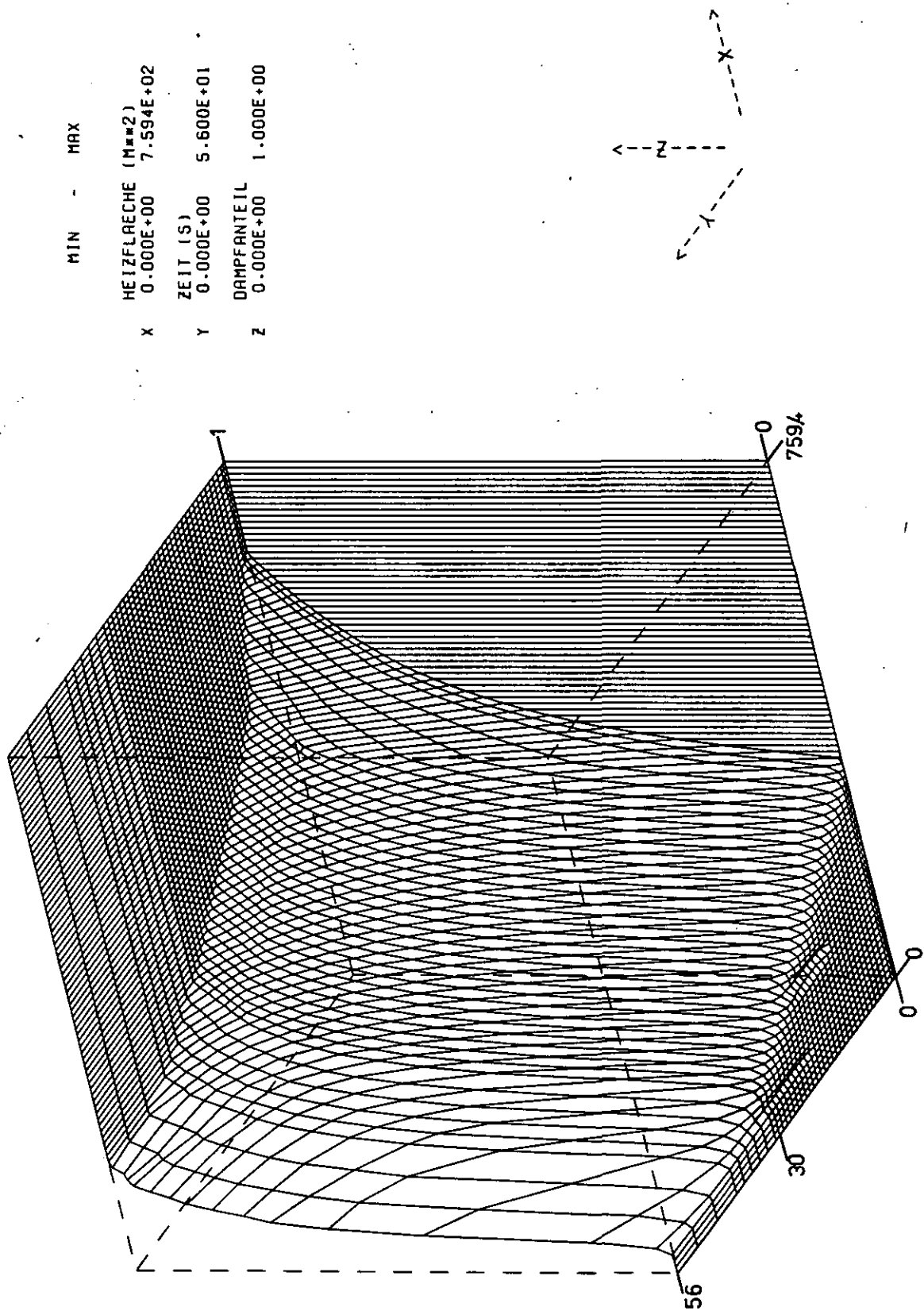


Abb. 33: Zeitlicher Verlauf des volumetrischen Dampfanteils im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s mit Auslaufkurve 1 (Fall 3)

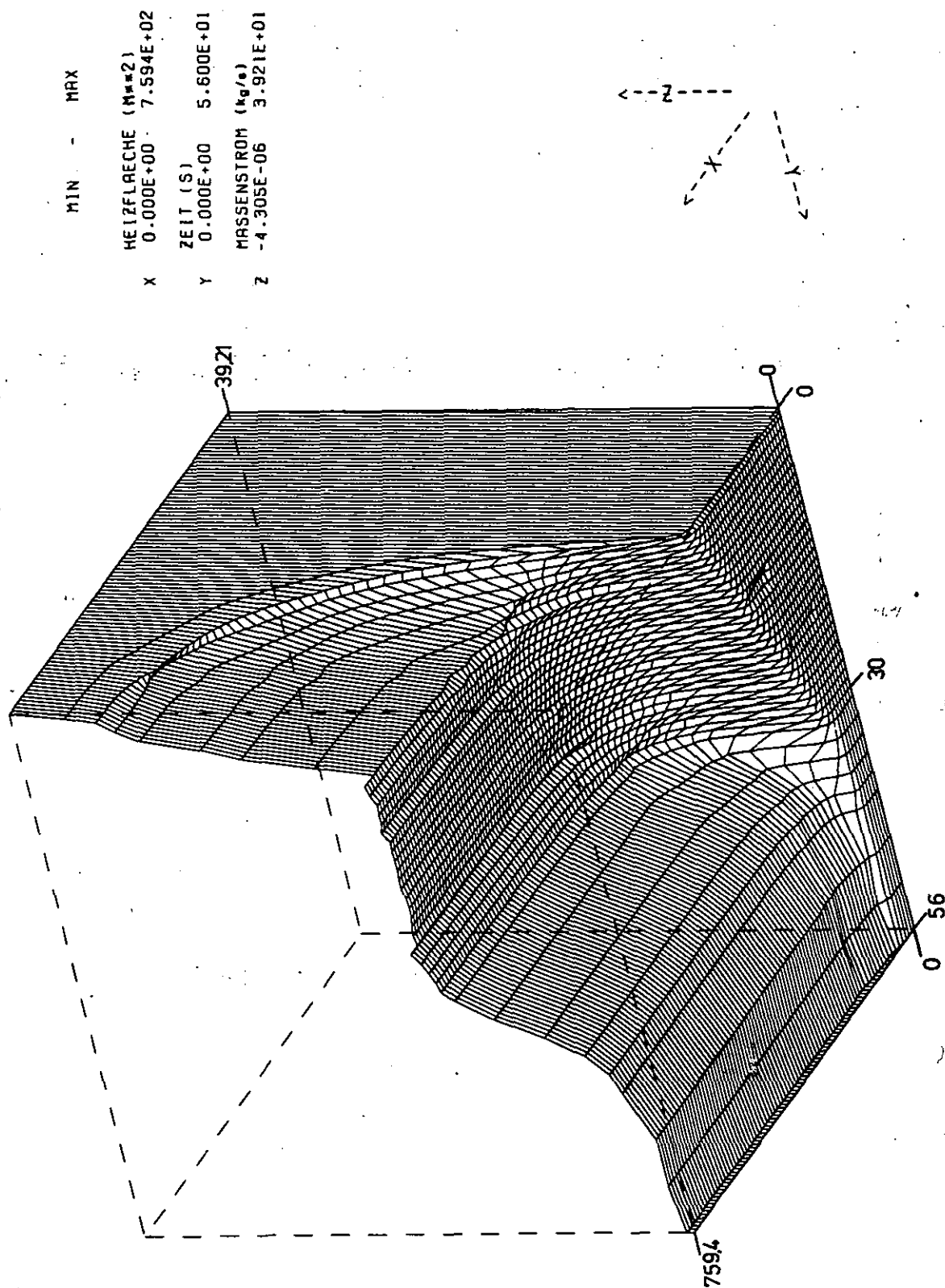


Abb. 34: Zeitlicher Verlauf des Sekundär-Massenstroms im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s mit Auslaufkurve 1 (Fall 3)

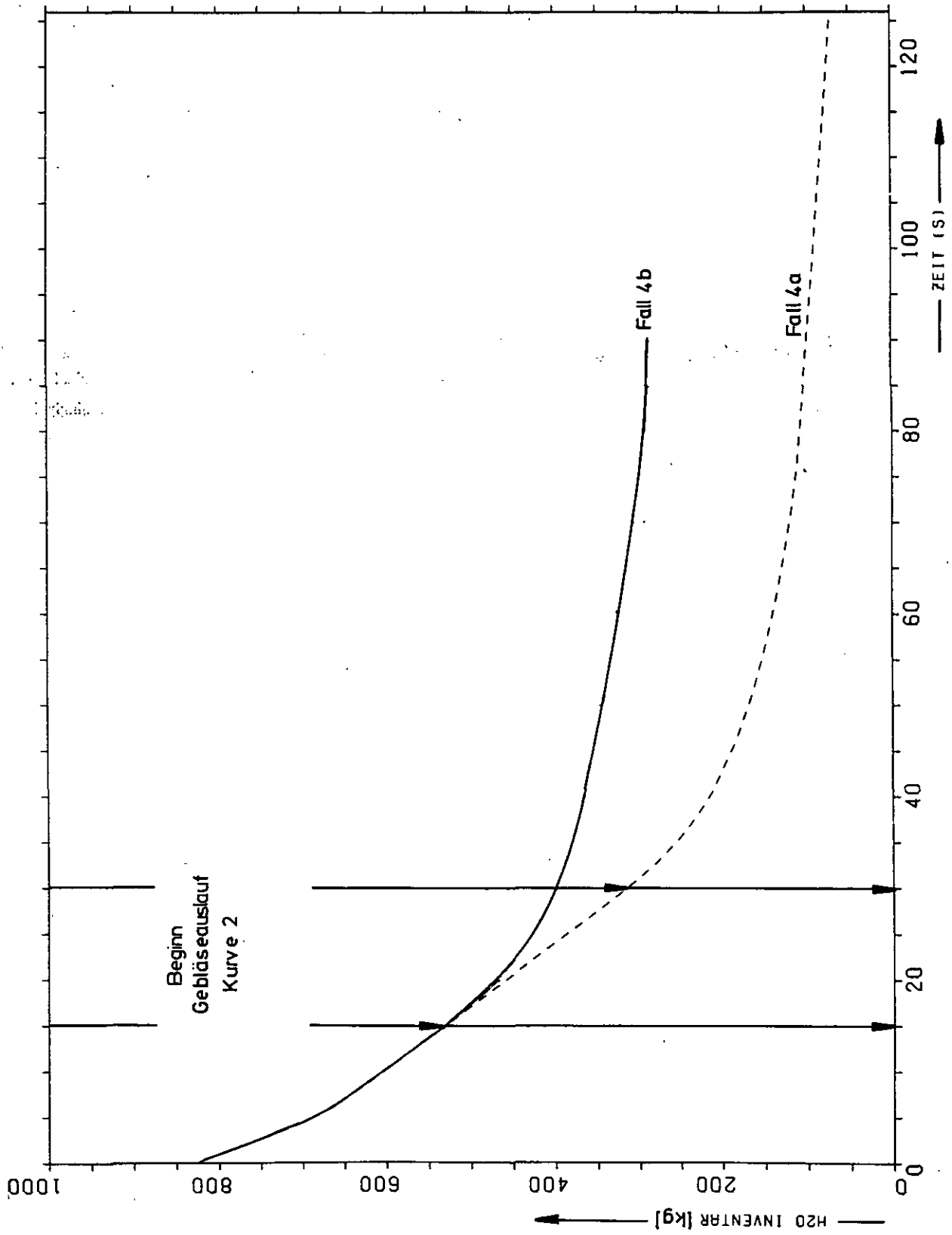


Abb. 35: H₂O-Inventar im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung nach 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s und 15 s mit Gebläseauslaufkurve 2 (Fall 4 a, 4 b)

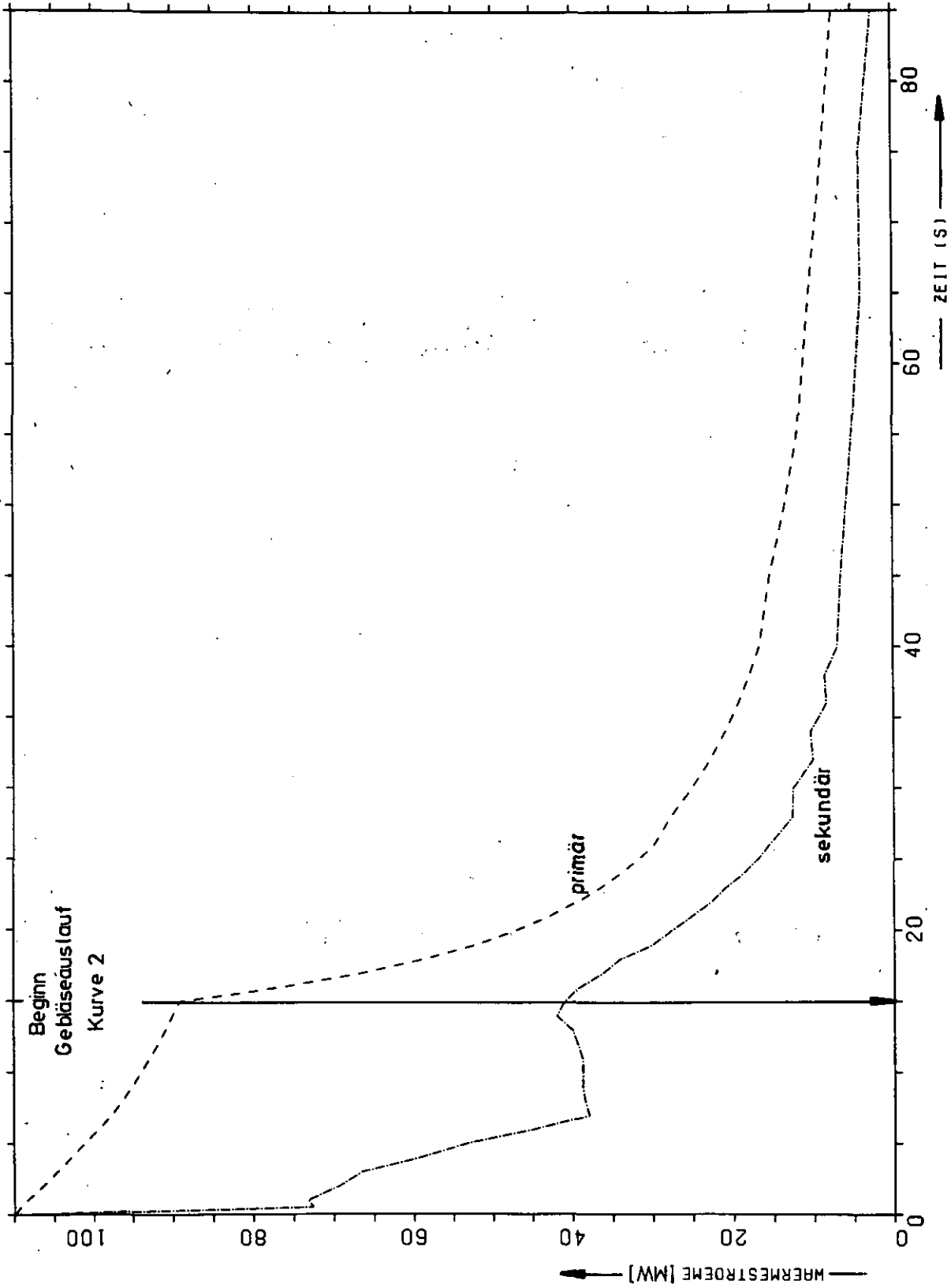


Abb. 36: Gesamtwärme ströme der Primär- und Sekundärseite des Dampferzeugers bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 15 s mit Auslaufkurve 2 (Fall 4 b)

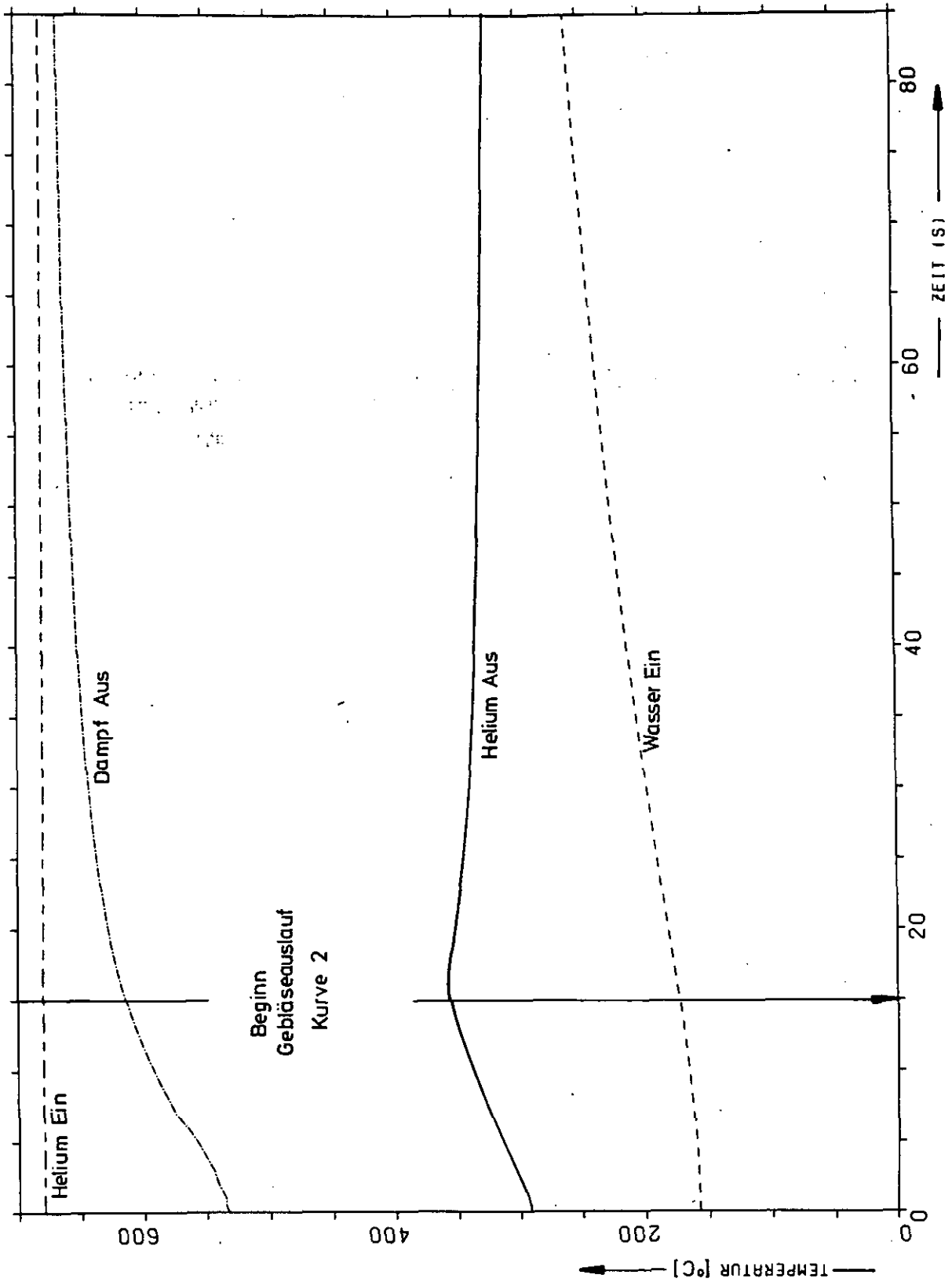


Abb. 37: Primär- und sekundärseitige Ein- und Austrittstemperaturen bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 15 s mit Auslaufkurve 2 (Fall 4 b)

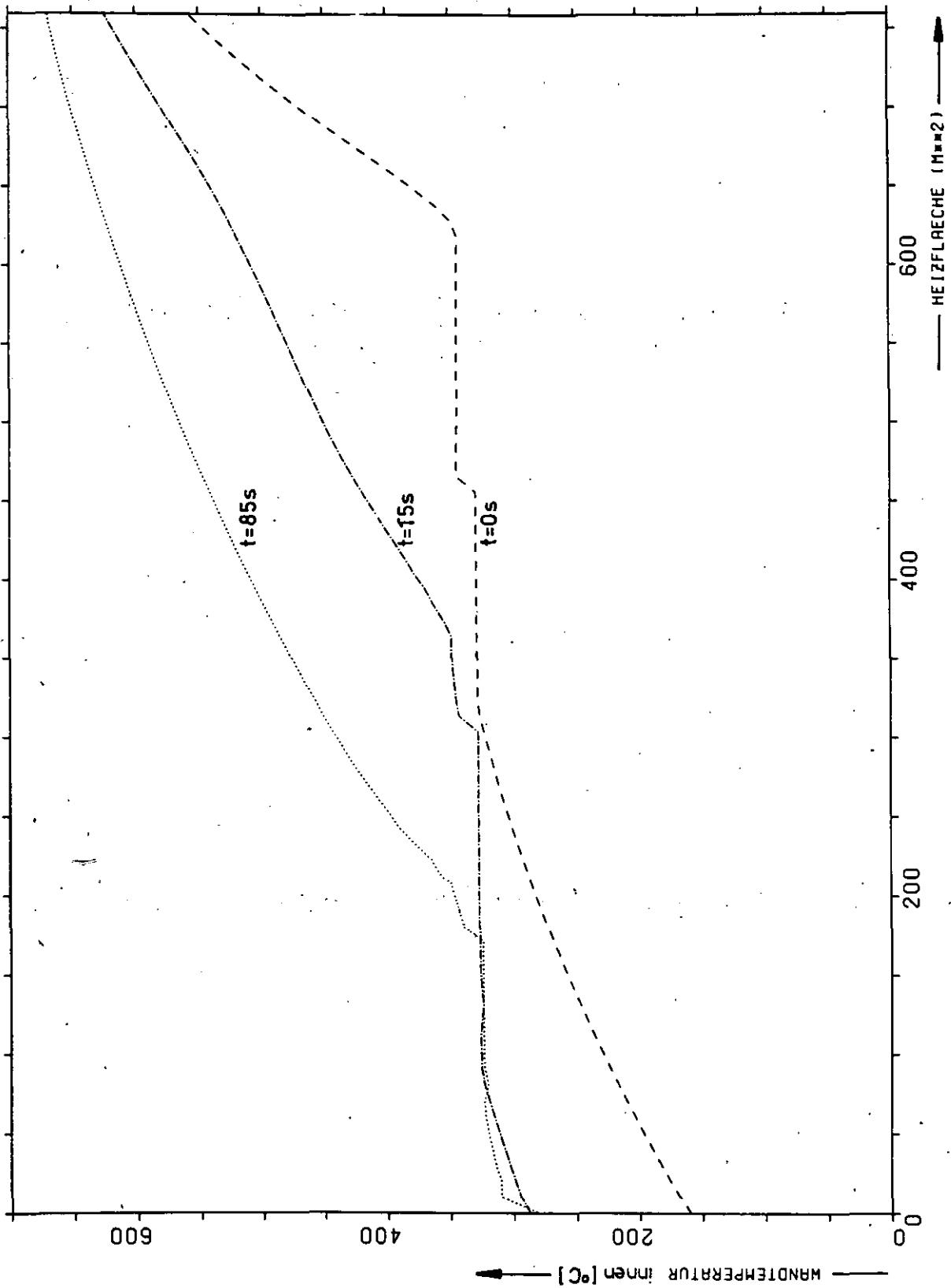


Abb. 38: Rohrwandtemperaturen auf der Wasserseite bei Normalbetrieb zu Beginn des Gebläseauslaufs (15 s) und nach 85 s bei Ausfall der Bespeisung des Dampferzeugers innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 15 s mit Auslaufkurve 2 (Fall 4 b)

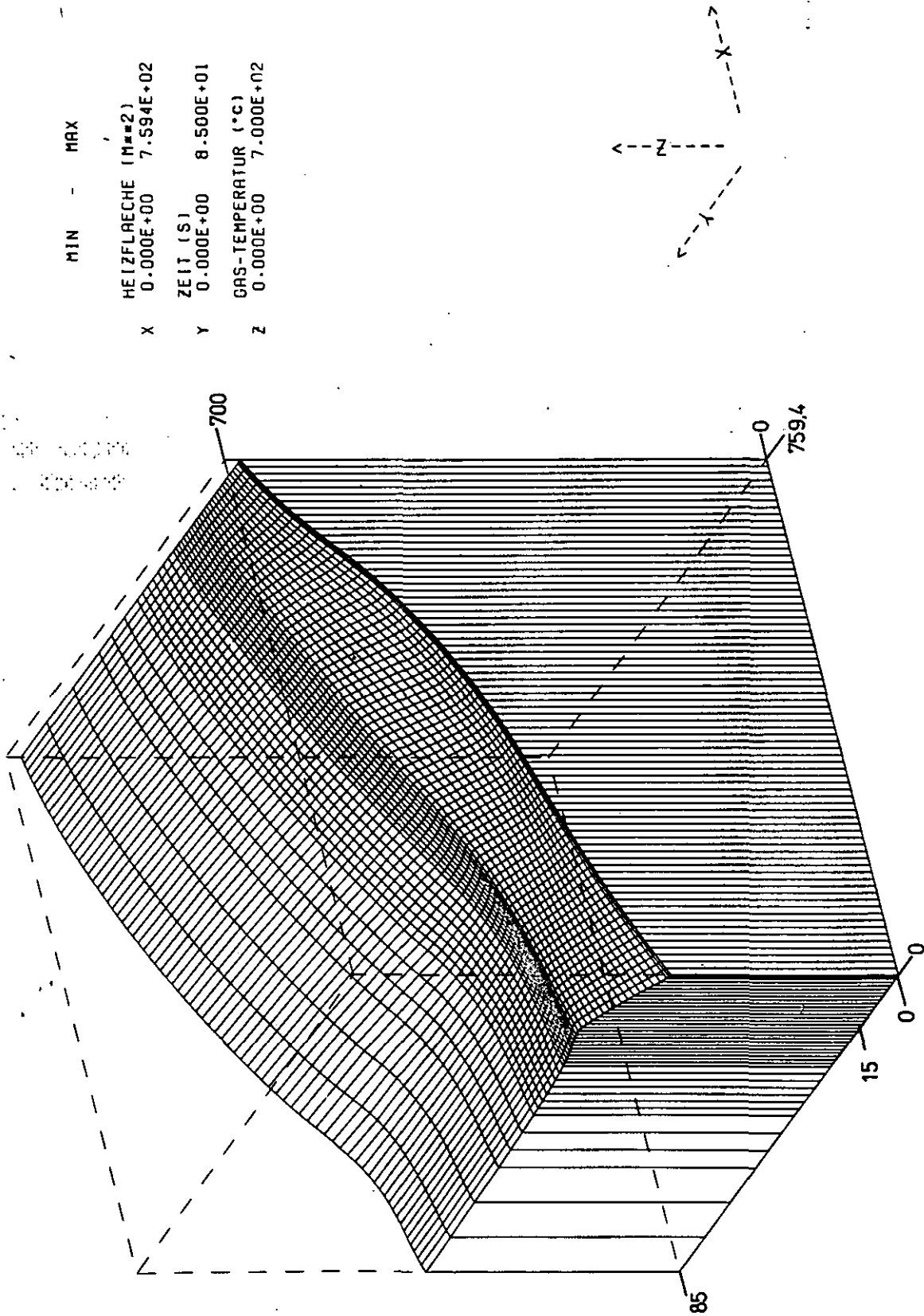
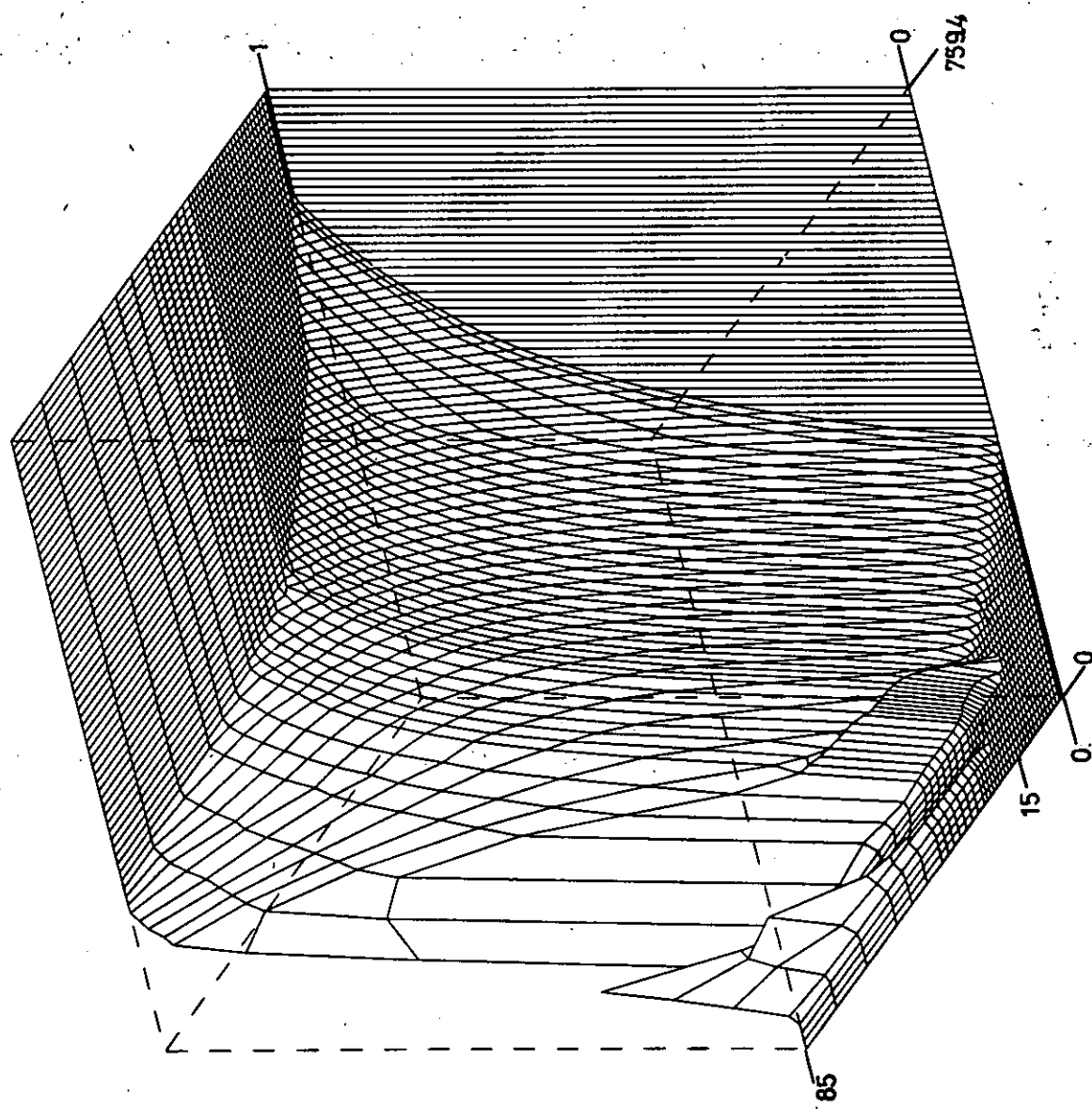


Abb. 39: Zeitlicher Verlauf des Gastemperaturprofils im Dampferzeuger bei Ausfall der Beheizung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 15 s mit Auslaufkurve 2 (Fall 4 b).



	MIN	-	MAX
HEIZFLÄCHE (M ²)			
X	0.000E+00		7.594E+02
ZEIT (S)			
Y	0.000E+00		8.500E+01
DAMPFANTEIL			
Z	0.000E+00		1.000E+00

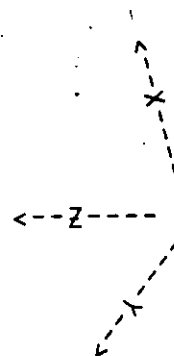


Abb. 40: Zeitlicher Verlauf des volumetrischen Dampfanteils im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 15 s mit Auslaufkurve 2 (Fall 4 b)

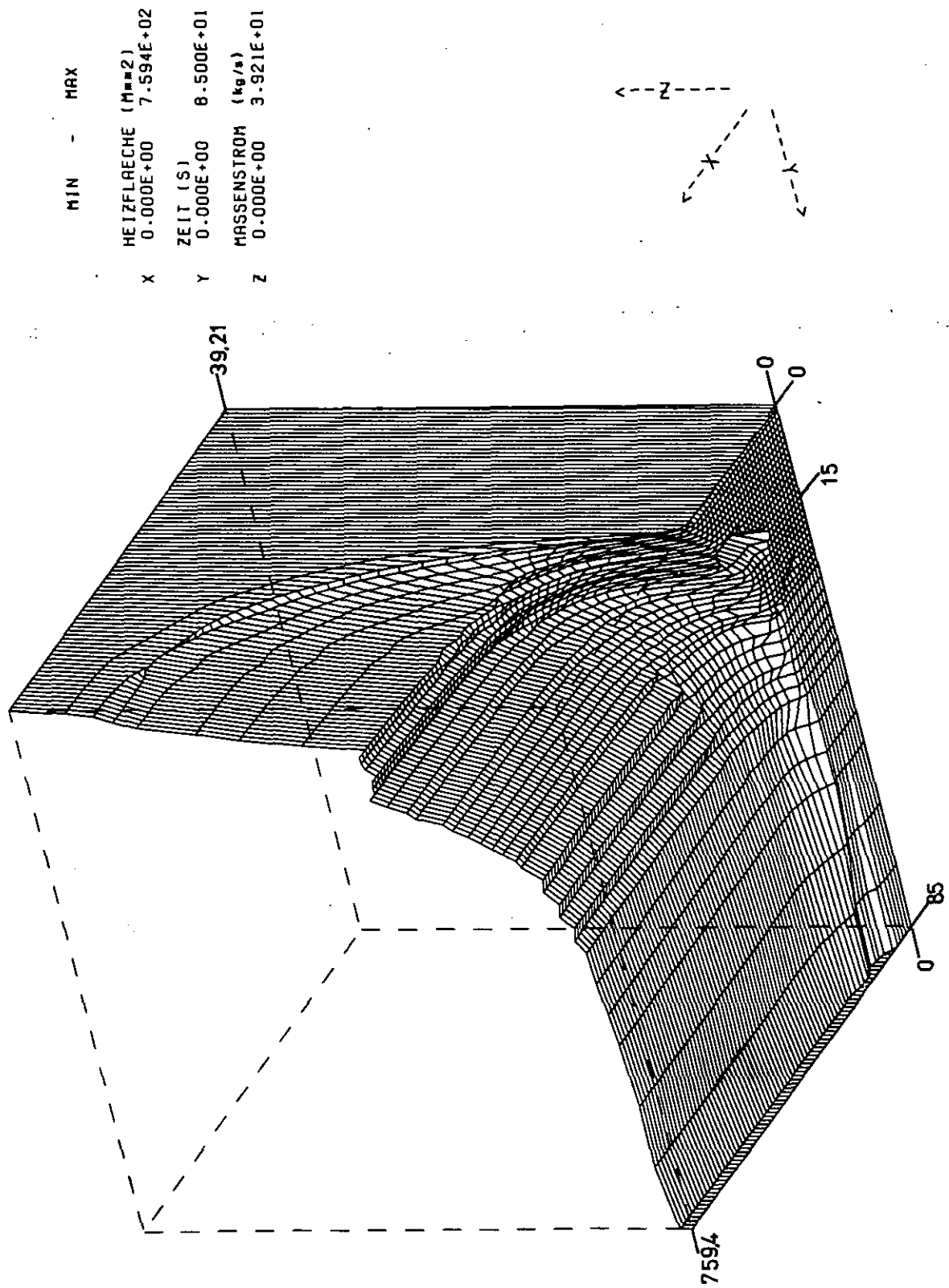


Abb. 41: Zeitlicher Verlauf des Sekundär-Massenstroms im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung nach 0,5 s und Gebläseauslauf nach 15 s mit Auslaufkurve 2 (Fall 4 b)

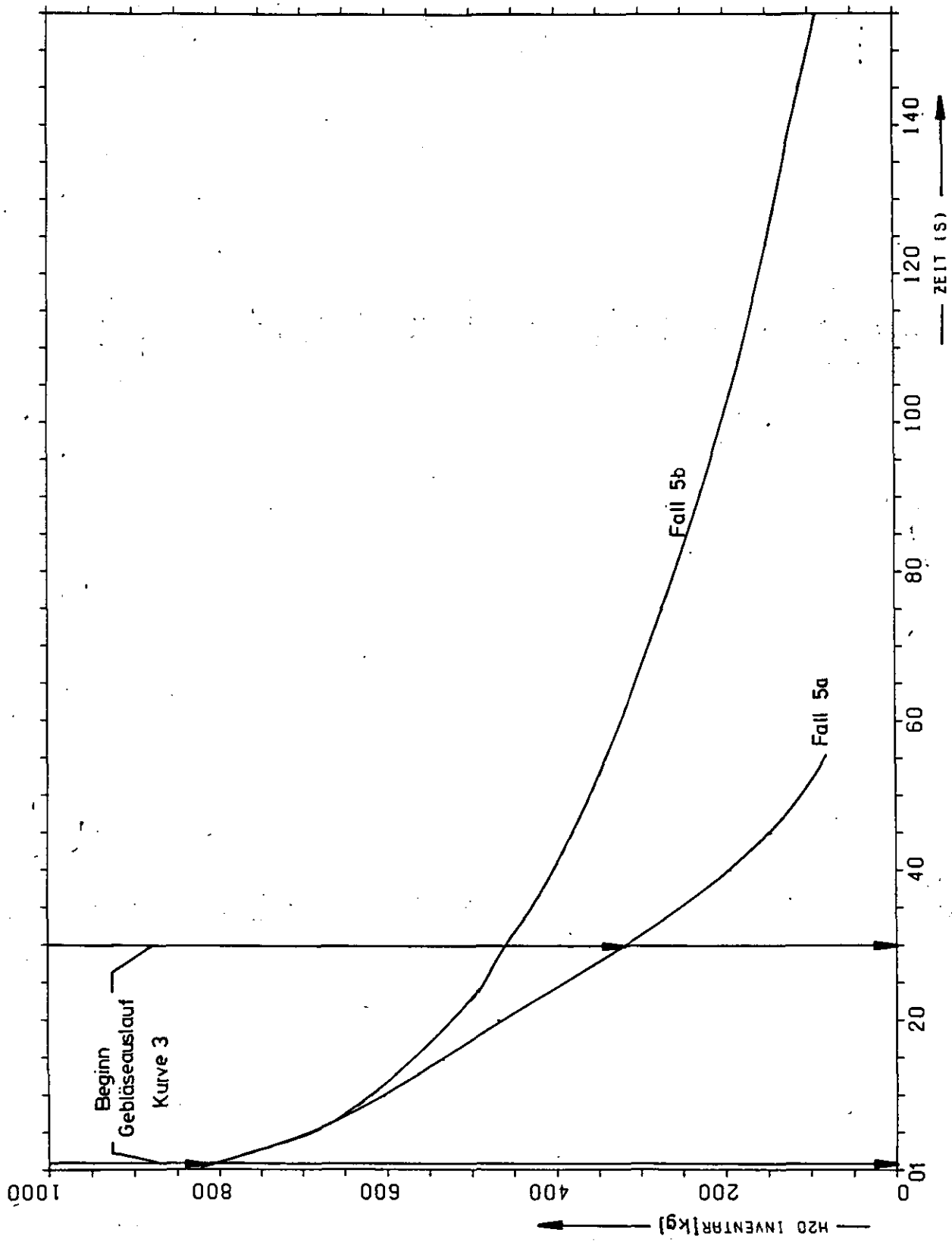


Abb. 42: H₂O-Inventar im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung nach 0,5 s und Gebläseauslauf nach 30 s und 1 s mit Gebläseauslaufkurve 3 (Fall 5 a, 5 b)

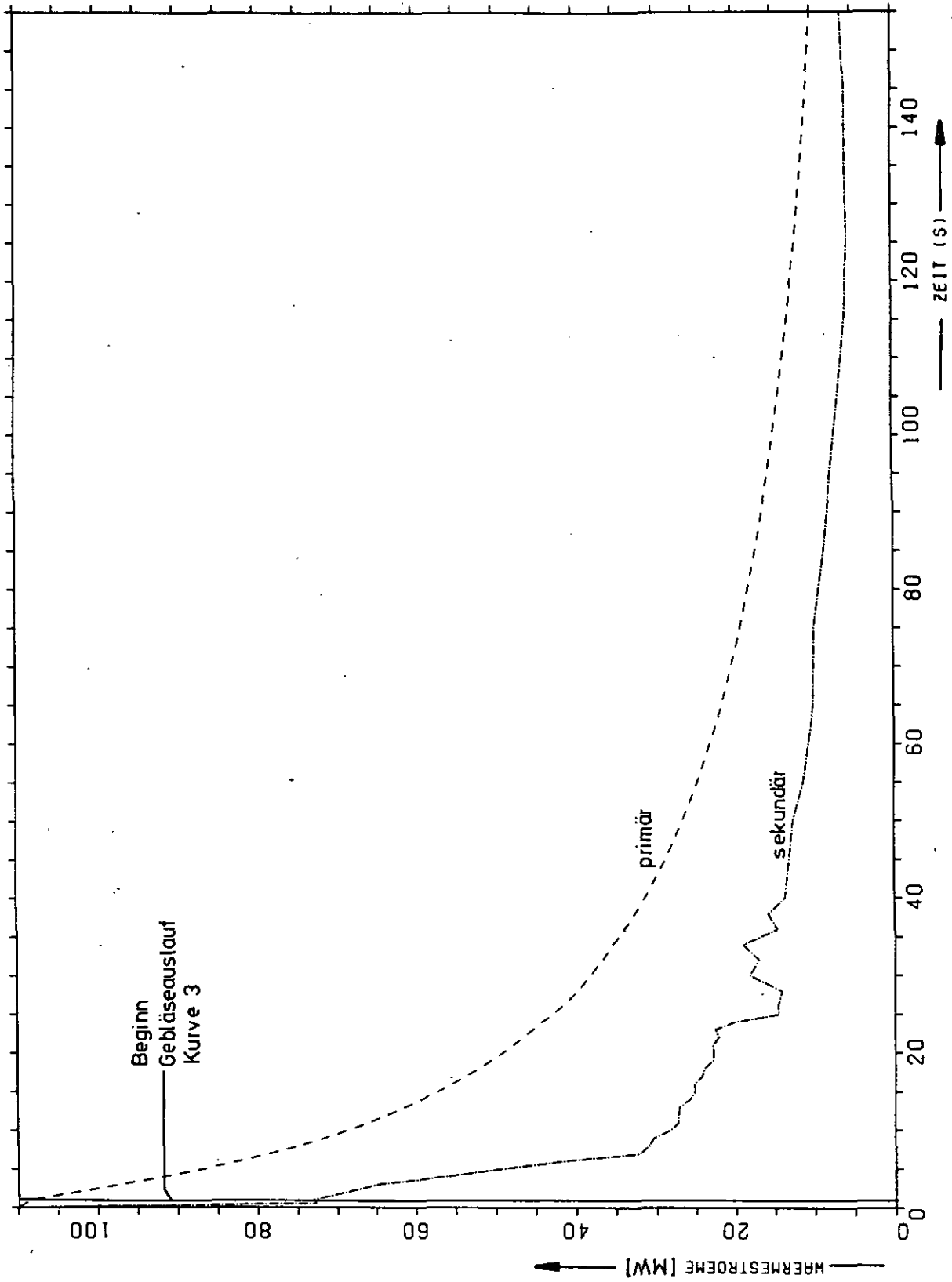


Abb. 43: Gesamtwärmeströme der Primär- und Sekundärseite des Dampferzeugers bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 1 s mit Auslaufkurve 3 (Fall 5 b)

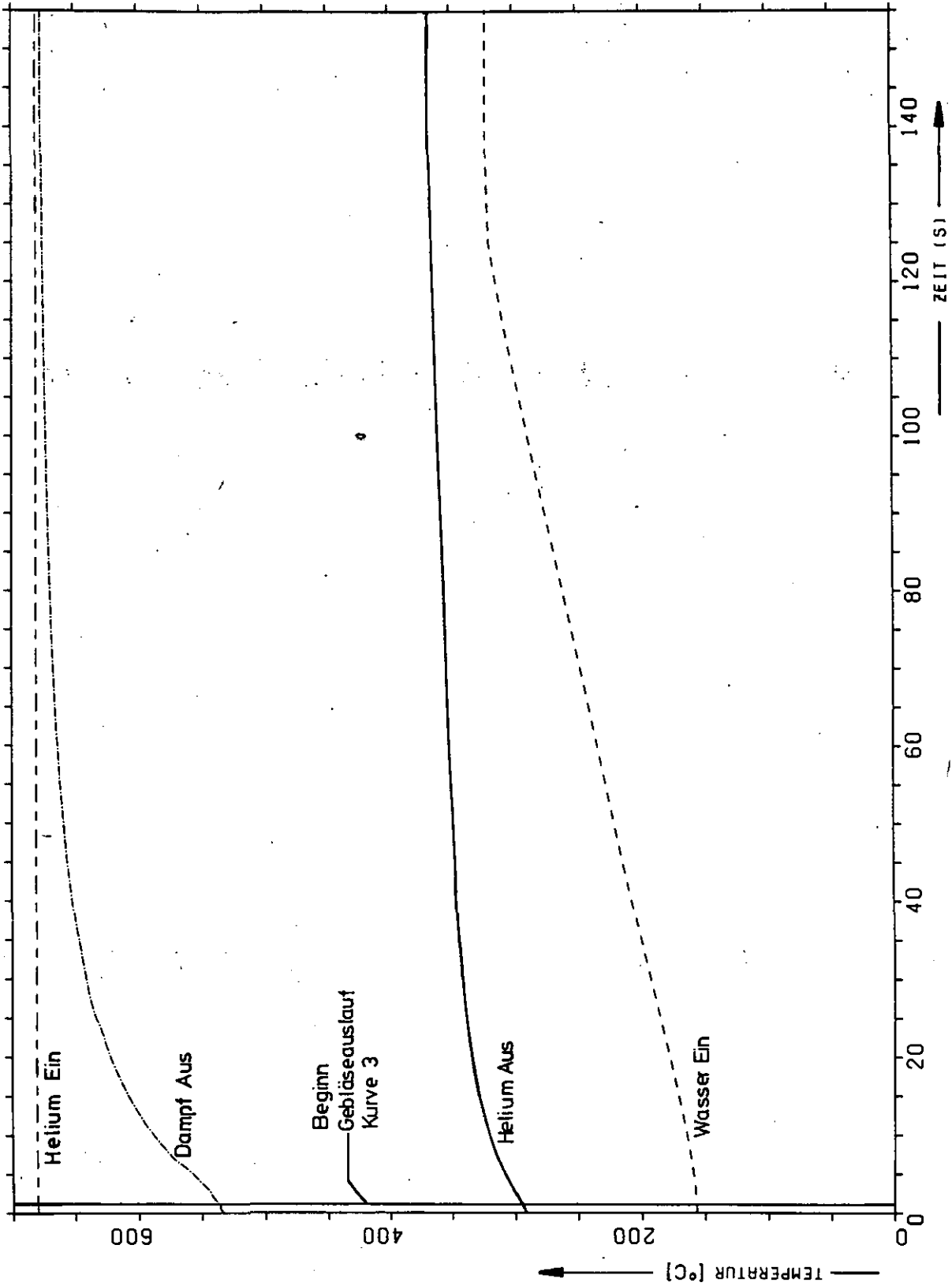


Abb. 44: Primär- und sekundärseitige Ein- und Austrittstemperaturen bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebälseauslauf nach 1 s mit Auslaufkurve 3 (Fall 5 b)

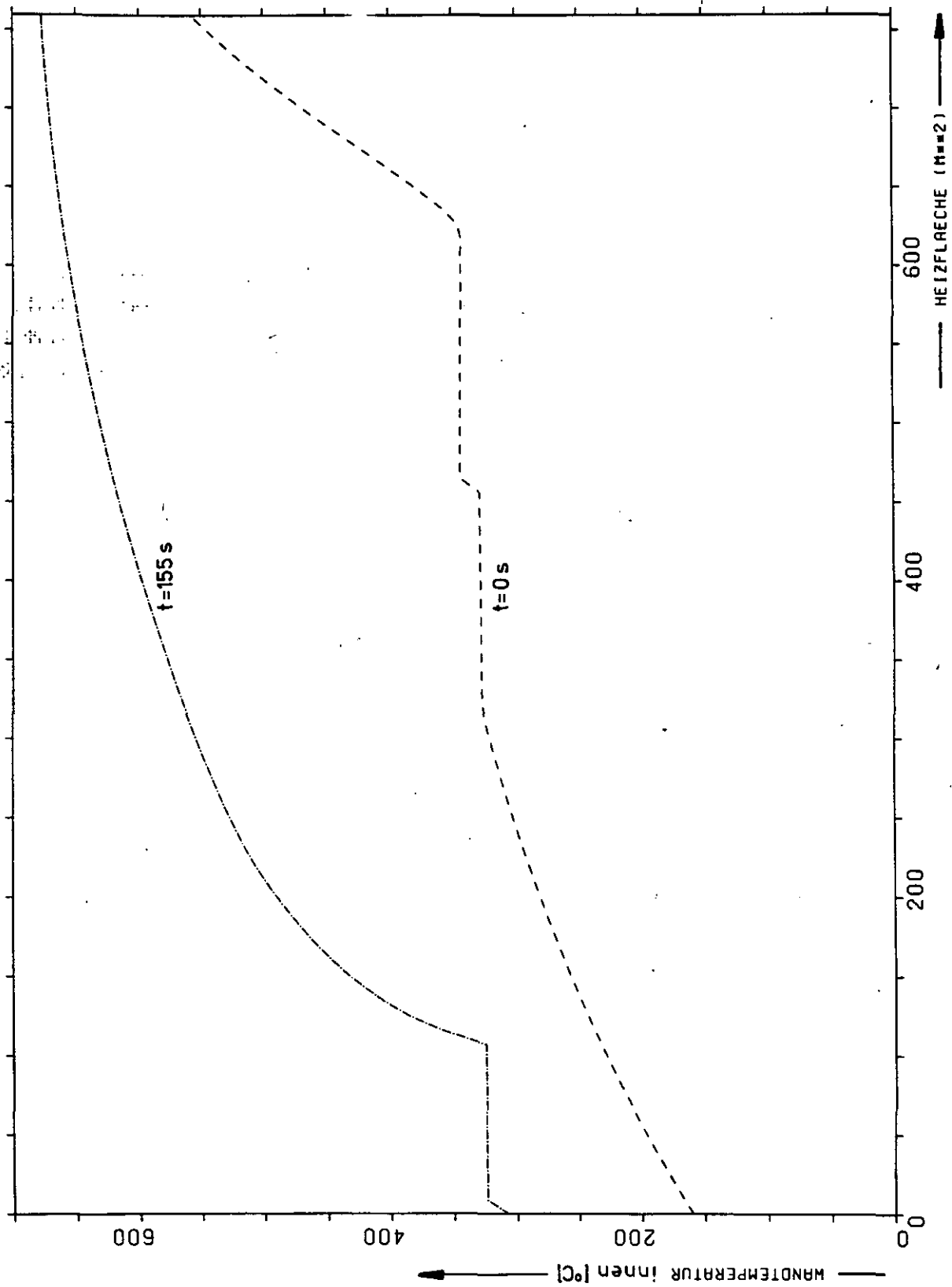


Abb. 45: Rohrwandtemperaturen auf der Wasserseite des Dampferzeugers bei Normalbetrieb und nach dem Ausdampfen nach 155 s bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 1 s mit Auslaufkurve 3 (Fall 5.b)

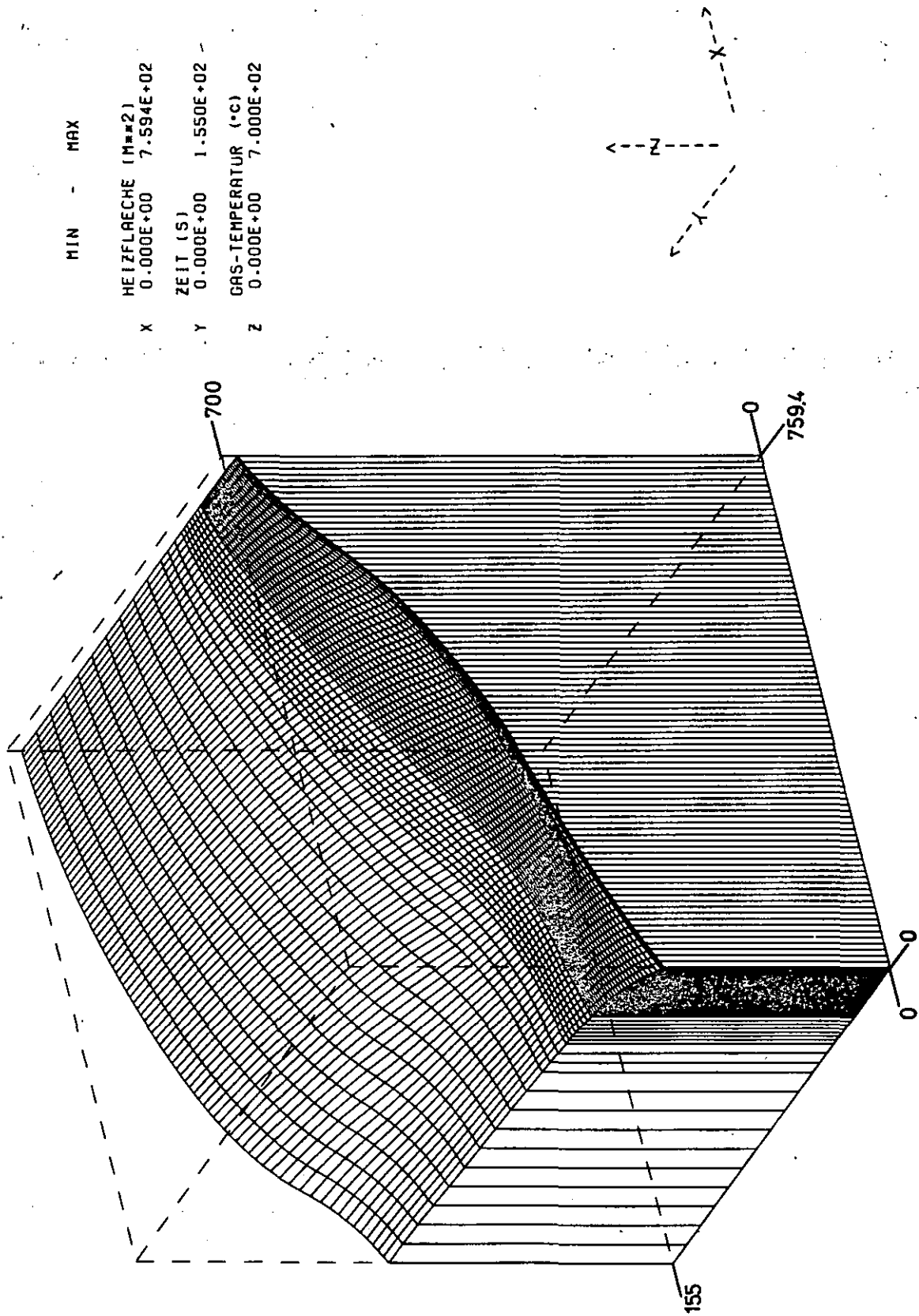


Abb. 46: Zeitlicher Verlauf des Gastemperaturprofils im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 1 s mit Auslaufkurve 3 (Fall 5 b)

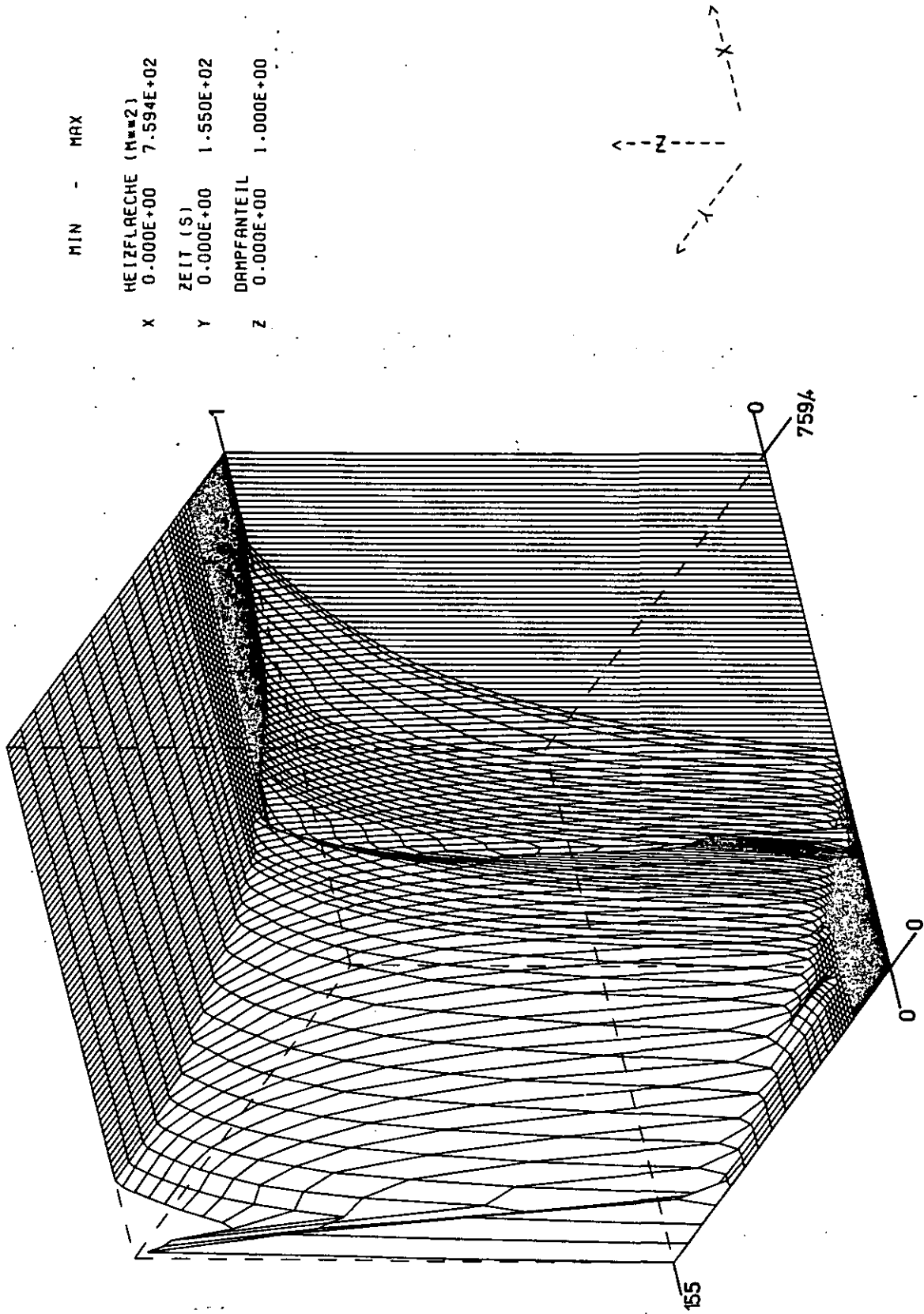


Abb. 47: Zeitlicher Verlauf des volumetrischen Dampfanteils im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung innerhalb von 0,5 s und Gebläseauslauf nach 1 s mit Auslaufkurve 3 (Fall 5 b)

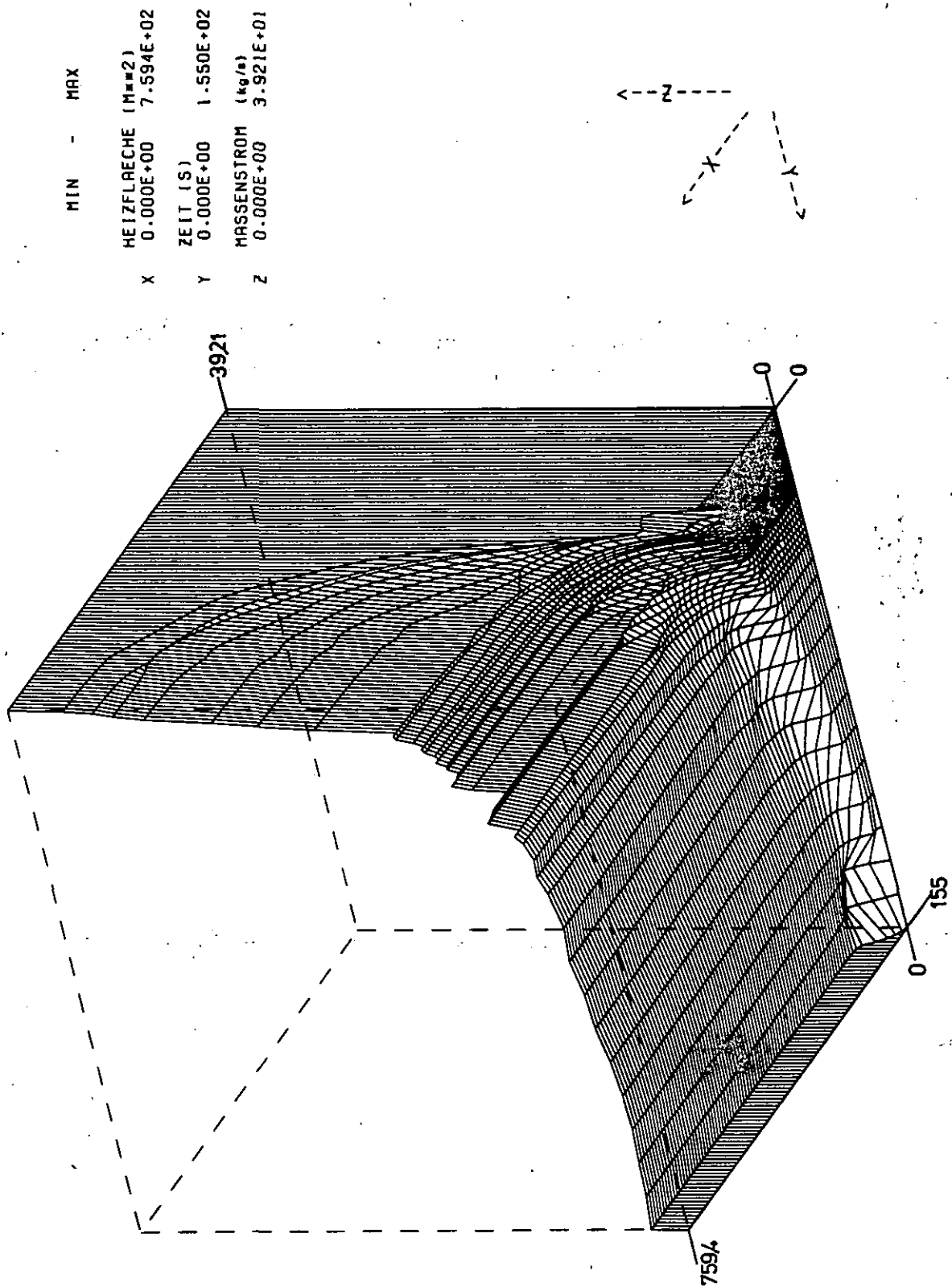


Abb. 48: Zeitlicher Verlauf des Sekundär-Massenstroms im Dampferzeuger bei Ausfall der Bespeisung nach 0,5 s und Gläseauslauf nach 1 s mit Auslaufkurve 3 (Fall 5 b)